

**Prognose von Aktivierungsparametern  
für die maschinelle Gewinnung hochfester Gesteine**

Von der Fakultät für Geowissenschaften, Geotechnik und Bergbau  
der Technischen Universität Bergakademie Freiberg

genehmigte

**DISSERTATION**

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur

Dr.-Ing.,

vorgelegt

von Dipl.-Ing. Andreas Keller

geboren am 23.Juni 1983 in Köthen (Anhalt)

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. mult. Carsten Drebenstedt,  
TU Bergakademie Freiberg

Prof. Dr.-Ing. Holger Lieberwirth,  
TU Bergakademie Freiberg

Prof. em. Dr.-Ing. habil. Günter Kunze,  
TU Dresden

Tag der Verleihung: 22.12.2020

## Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand zu einem großen Teil während meiner Anstellung bei der Caterpillar Global Mining Europe GmbH in Lünen (ehemals Bucyrus Europe GmbH) und an der TU Bergakademie Freiberg.

Mein Dank gilt Herrn Prof. Dr. Carsten Drebenstedt, der mit seiner Person und seinem Engagement das Interesse der Industrie weckte und mir damit die Möglichkeit zu dieser Forschung gab. Darüber hinaus auch für seine Bereitschaft zur Betreuung dieser Arbeit und den maßgeblichen Anteil an der Motivation zur Beendigung derselben.

Ich danke Herrn Dr. Manfred Ziegler, dem damaligen Leiter des Bereichs Mining Innovations, für den Weitblick in unserem ersten Gespräch bei Bucyrus, für die Unterstützung der Sonderkonstellation und für die fachlichen Diskussionen vor Beginn und während der Bearbeitung.

Zu großem Dank bin ich auch Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Gerd Kuhnert verpflichtet, dessen fachliche Meinung und Expertise ich sehr schätze.

Danke an die Kollegen von Caterpillar, insbesondere Herrn Henner Rüschkamp, für die Zeit in denen ich meine Ideen, sogar noch auf dem Parkplatz, mit ihm teilen durfte und bei Herrn Marco Ahler, dem Leiter unseres damaligen Innovation Centers, für die Möglichkeit die Untersuchungen zu einem guten Ende zu bringen.

An der TU Bergakademie Freiberg bedanke ich mich bei Herrn Wolfgang Gassner für die Hilfe bei der Organisation des Projektes, bei den Kollegen und dem Personal der Werkstatt, allen voran Herrn Tilo Tobies für die praktische Unterstützung. Ich danke auch meinen geschätzten Kollegen und Freunden Herrn Dr. Maxim Vorona, Herrn Richard Eichler und Herrn Dr. Sascha Engler, für die „kulturelle Umrahmung“ und die gegenseitige fachliche Unterstützung während dieser Zeit.

Ich danke ganz besonders meiner Familie, die schon immer für mich da war.

Zu guter Letzt und von ganzem Herzen danke ich meiner zukünftigen Frau Denise für ihre positive Einstellung zu dieser Arbeit und die Geduld mit mir.

---

## Abstrakt

Die maschinelle Gewinnung ist in der Lage, den verantwortungsvollen Umgang mit Lagerstätten und die Sicherheit in Bergwerken zu erhöhen. Dennoch hat sie sich bisher nicht in gekurvten Strecken und in untertägigen Abbauen des Festgesteinsbergbaus etablieren können. Es wird daher überprüft, welche Aktivierungsparameter nötig sind, um den Anwendungsbereich der schrägenden Werkzeuge auf hochfeste Gesteine zu erweitern.

Anhand von sechs Gesteinen werden einerseits die Leistungsfähigkeit des schrägenden LöSENS und die Herausforderungen mit zunehmender Festigkeit der Gesteine, andererseits das schlagende Lösen und sein potenzieller Beitrag zur Leistungssteigerung untersucht. Dazu erfolgt die systematische Bestimmung der Gewinnungsparameter und die der gegenseitigen Abhängigkeiten. Am Einzelmeißel werden Orientierung, Schlagenergie, Abstand und Abfolge von Einzelschlägen untersucht, um eine Prognose für günstige Aktivierungsparameter geben zu können.

Die Ergebnisse fließen in das Rechenmodell eines rotierenden Gewinnungsorgans, das die Spanleistung und wichtige Parameter der Gewinnung wahlweise mit oder ohne Aktivierung bestimmt. Der darauffolgende Vergleich der beiden Konzepte ermittelt anhand von zwei Gesteinen die jeweilige Vorzugsvariante.

## Inhaltsverzeichnis

<b>Abbildungsverzeichnis .....</b>	<b>VI</b>
<b>Tabellenverzeichnis .....</b>	<b>XI</b>
<b>1     Aktualität und Bedeutung .....</b>	<b>1</b>
1.1    Anwendungsgebiete der maschinellen Gewinnung von hochfesten Gesteinen.....	2
1.2    Zielstellung - Prognose von Aktivierungsparametern .....	4
<b>2     Stand von Wissenschaft und Technik .....</b>	<b>5</b>
2.1    Festgesteinsgewinnung mit Rundschafftmeißeln .....	5
2.1.1   Schrägendes Lösen .....	6
2.1.2   Aktiviertes Lösen .....	9
2.1.3   Kerbend-schlagendes Lösen.....	15
2.1.4   Resümee zur Anwendbarkeit der ausgewählten Löseverfahren .....	16
2.2    Konventionen am Meißel .....	17
2.3    Modellbildung eines rotierenden Gewinnungsorgans.....	21
2.3.1   Berechnung der Gewinnungsleistung eines rotierenden Schneidkopfes .....	21
2.3.2   Prognose von Spankräften .....	22
2.3.3   Spurabstand zweier Schnitte.....	25
2.3.4   Berechnung der Haltekräfte an einem rotierenden Schneidkopf .....	26
2.4    Schlagendes und schlagend aktiviertes Lösen von Festgesteinen .....	29
2.4.1   Die Erzeugung von Kräften durch Schläge.....	29
2.4.2   Die schlagende Aktivierung von Schneidvorgängen .....	34
2.5    Prognosemöglichkeiten der Gewinnbarkeit.....	36
<b>3     Methodisches Vorgehen und Konzept der Forschungsarbeit.....</b>	<b>42</b>
3.1    Gesteinsauswahl .....	45
3.2    Zerstörungsfreie Prüfungen der Gesteinseigenschaften .....	47
3.3    Zerstörende Prüfungen der Gesteinseigenschaften.....	50
3.4    Schneidendes Lösen .....	54
3.4.1   Der Schneidversuchsstand - Sonderhobelmaschine HXS1000-50 .....	54
3.4.2   Meißelwahl.....	58
3.4.3   Schnittkonfiguration.....	59
3.5    Schlagendes Lösen .....	63
3.5.1   Entwicklung eines Schlagapparates als Anbau an den Schneidprüfstand .....	63
3.5.2   Energieumwandlungen im Schlagapparat .....	67
3.5.3   Einfluss neu geschaffener Freiflächen entlang einer Schlagspur.....	72
3.6    Korrelation der Untersuchungsergebnisse .....	75
<b>4     Bestimmung der Löseeigenschaften von Festgesteinen .....</b>	<b>77</b>
4.1    Zerstörungsfreie Prüfungen der Gesteinseigenschaften .....	77
4.2    Zerstörende Prüfungen der Gesteinseigenschaften.....	81

4.3	Schneidendes Lösen .....	85
4.3.1	Passiver Schneidwiderstand und Schnittkraft .....	85
4.3.2	Andruckkraft .....	88
4.3.3	Vergleich der Spankraftkomponenten .....	89
4.3.4	Spezifische Lösearbeit vollblockierter Schnitte .....	91
4.3.5	Faktor der möglichen Verbesserung durch Teilblockierung .....	92
4.3.6	Verschleißindex nach Keller .....	96
4.4	Schlagendes Lösen .....	98
4.4.1	Wirkweise von Schlägen auf das Gestein - Bruchverhalten von Sandstein .....	99
4.4.2	Der passive Schlagwiderstand .....	101
4.4.3	Die spezifische Schlagenergie .....	103
4.4.4	Einfluss der Andruckkraft auf die Einzelschlageffizienz .....	104
4.4.5	Einfluss neu geschaffener Freiflächen entlang einer Spur .....	106
4.4.6	Einfluss neu geschaffener Freiflächen zwischen benachbarten Spuren .....	114
4.5	Korrelation von Messgrößen und geomechanischen Eigenschaften .....	117
4.5.1	Dichte .....	117
4.5.2	Körperschallgeschwindigkeit .....	118
4.5.3	Prellhärte .....	119
4.5.4	Cerchar-Index .....	120
4.5.5	Druckfestigkeit .....	121
4.5.6	Punktlast-Index .....	122
4.5.7	Passiver Schneidwiderstand .....	123
<b>5</b>	<b>Dimensionierung von Gewinnungsorganen .....</b>	<b>124</b>
5.1	Grobabschätzung der Spanleistung .....	125
5.2	Abschätzung unter Berücksichtigung des Gewinnungsorgans .....	127
5.2.1	Quasistatisches Lösen durch Längsschneidköpfe .....	127
5.2.2	Schlagende Aktivierung am Längsschneidkopf .....	137
<b>6</b>	<b>Diskussion der Ergebnisse .....</b>	<b>142</b>
6.1	Herausforderungen beim Schneiden von festen Gesteinen .....	142
6.2	Chancen durch das schlagende Lösen von Festgesteinen .....	146
6.3	Die Wahl des Löseverfahrens .....	150
6.4	Modelle zur Dimensionierung von Gewinnungsorganen .....	152
6.4.1	Einfache Modellvorstellung – die Grobabschätzung .....	152
6.4.2	Modell unter Einbeziehung von Parametern des Gewinnungsorgans .....	153
<b>7</b>	<b>Fazit .....</b>	<b>158</b>
	<b>Literaturverzeichnis .....</b>	<b>163</b>
	<b>Abkürzungs- und Formelverzeichnis .....</b>	<b>176</b>
	<b>Anhang .....</b>	<b>182</b>

## Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1-1:	Weltweite Produktion <sup>1</sup> mineralischer Rohstoffe bezogen auf das Jahr 1988 nach Reichl und Schatz (4) .....	1
Abbildung 2-1:	Komponenten des Schneidwiderstandes .....	5
Abbildung 2-2:	Schema der Schrägmeißel .....	6
Abbildung 2-3:	Mehrfachrotierende Werkzeuge und Verhaurichtung .....	11
Abbildung 2-4:	Vortriebsmaschine Ural-61 für den Kammerbau (53), mehrfachrotierende Werkzeuge mit geknickter Achsrichtung .....	12
Abbildung 2-5:	Zwei einfache, axial angeordnete, mehrfachrotierende Schneidköpfe nach Patent DE102011050387A1 (57) .....	13
Abbildung 2-6:	Schema eines Schlagbohrkopfes .....	15
Abbildung 2-7:	Definition der Ebenen und Kraftkomponenten beim Schneidvorgang .....	17
Abbildung 2-8:	Orientierung der Meißelschneide .....	18
Abbildung 2-9:	Orientierung des Meißels .....	19
Abbildung 2-10:	Schema des Schneidkopfes bei der Gewinnung (78) .....	21
Abbildung 2-11:	Schema des Schneidvorganges nach Kunze (100) .....	27
Abbildung 2-12:	Simulierte Kraft-Zeit-Funktion am rotierenden Schneidkopf (100) .....	28
Abbildung 2-13:	Frequenzanalyse simulierter Kraft-Zeit-Funktionen am rot. Schneidkopf (100) .....	28
Abbildung 2-14:	Schema des aktivierten Spanvorgangs nach Mattis et. al. (78) .....	35
Abbildung 2-15:	Spez. Energie in Abhängigkeit der Druckfestigkeit nach Barendsen (104) (angepasste Einheiten) .....	36
Abbildung 2-16:	Spez. Energie beim spanenden Lösen mit Rundschaftmeißeln nach Kunze und Petack (105) .....	36
Abbildung 2-17:	Gewinnbarkeit gewachsener Böden nach Atkinson (104) .....	38
Abbildung 2-18:	Anwendungsbereiche schrägender Werkzeuge nach Köppl (112) und Bertignoll (38) .....	40
Abbildung 3-1:	Konzept der Prüfprozedur .....	42
Abbildung 3-2:	Gesamtübersicht der Prüfungen .....	43
Abbildung 3-3:	Versuchskonzept zur Untersuchung von Schlägen .....	44
Abbildung 3-4:	Ultraschallmessenanordnung der Firma Geotron Elektronik .....	48
Abbildung 3-5:	Prüfkörper für die Druckfestigkeit .....	50
Abbildung 3-6:	Spannungs-Dehnungs-Diagramme im Überblick .....	51
Abbildung 3-7:	Punktlastversuche für Basalt* .....	53
Abbildung 3-8:	Sonderhobelmaschine HXS 1000-50 (120) .....	55

Abbildung 3-9:	Definition der Kraftkomponenten am Meißel (120) .....	55
Abbildung 3-10:	Ausklappbarer Laser nach (120) .....	56
Abbildung 3-11:	Betek Meißel BSR112 (126).....	58
Abbildung 3-12:	Beispiel für die repräsentative Schnittlänge, Prüfbereich = 20 Messwerte .....	61
Abbildung 3-13:	System von Schlagapparat und Sonderhobelmaschine (Umbau Phase: 1 — ; 2 - - - ) .....	64
Abbildung 3-14:	Funktionseinheiten des Systems „Schlagapparat“ .....	65
Abbildung 3-15:	Aufbau von Schlagapparat und Adapter (127) .....	65
Abbildung 3-16:	Einzelschlagenergie in Abhängigkeit von Betriebsdruck und Kolbenweg (128) (129).....	66
Abbildung 3-17:	Schaubild der Energieumwandlungen beim Schlagen.....	67
Abbildung 3-18:	Bildausschnitt zur Messung der Schlagkolbenbewegung .....	68
Abbildung 3-19:	Reproduzierbarkeit kinetischer Energien im Überblick (alter Schlagzylinder) .....	69
Abbildung 3-20:	Wirkungsgrad des neuen Schlagzylinders - kinetische Energien im Überblick.....	70
Abbildung 3-21:	Spanformen bei rotierenden Werkzeugen .....	72
Abbildung 3-22:	Degressiver Spanvorgang beim Schlagen .....	73
Abbildung 3-23:	Progressiver Spanvorgang beim Schlagen .....	74
Abbildung 4-1:	Hauptelemente der Versuchsgesteine .....	77
Abbildung 4-2:	Schallgeschwindigkeiten der Prüfgesteine .....	78
Abbildung 4-3:	Prellhärten im Überblick .....	79
Abbildung 4-4:	CAI-Werte im Überblick.....	80
Abbildung 4-5:	Druckfestigkeit bei Versuchen im felsmechanischen Labor .....	81
Abbildung 4-6:	Zielgebiet innerhalb der Klassifizierung von Gesteinsfestigkeiten nach ISRM, ergänzt durch Thuro (21) .....	81
Abbildung 4-7:	Belastungsmodul der Probegesteine.....	82
Abbildung 4-8:	Die spezifischen Zerstörungsarbeit im Überblick.....	83
Abbildung 4-9:	Spaltzugfestigkeiten im Überblick.....	83
Abbildung 4-10:	Punktlastindizes Is(20) und Is(50) im Überblick.....	84
Abbildung 4-11:	Schnittkraft und Spantiefe. Schnittgeschwindigkeiten: Beton und Sandstein 1,0 m/s, weitere Gesteine 0,01 m/s. ....	85
Abbildung 4-12:	Passiver Schneidwiderstand als Abhängigkeit der normierten Schnittkraft und Spantiefe. Schnittgeschwindigkeiten: Beton und Sandstein 1,0 m/s, weitere Gesteine 0,01 m/s. ....	86

Abbildung 4-13: Schnittkräfte bei 2 mm bzw. 5 mm Spantiefe. Schnittgeschwindigkeiten: Beton und Sandstein 1,0 m/s, weitere Gesteine 0,01 m/s.....	87
Abbildung 4-14: Andruckkräfte in Abhängigkeit der Spantiefe.....	88
Abbildung 4-15: Charakteristik der Andruckkräfte aller Gesteine im Überblick.....	88
Abbildung 4-16: Spankraftkomponenten im Vergleich in Kalkstein (Versuch S16), Spantiefe 5 mm, Schnittgeschwindigkeit 0,01 m/s.....	89
Abbildung 4-17: Verhältnis der Spankraftkomponenten bei niedrigen Geschwindigkeiten.....	89
Abbildung 4-18: Verhältnis der Spankraftkomponenten bei 1 m/s Schnittgeschwindigkeit.....	90
Abbildung 4-19: spezifische Lösearbeit im Überblick .....	92
Abbildung 4-20: Schema des optimalen Spanmoduls nach Ehler (131) .....	93
Abbildung 4-21: Spezifische Energie in Abhängigkeit des Spanmoduls (132).....	94
Abbildung 4-22: Spezifische Energie in Abhängigkeit des Spanmoduls (132).....	94
Abbildung 4-23: Verlauf der spezifische Energien bei verschiedenen Spanmodulen am Beispiel von Beton B22/GS nach Vorona (75).....	94
Abbildung 4-24: Spezifische Energie in Abhängigkeit des Spanmoduls für verschiedene Spantiefen nach Mahnert (133).....	95
Abbildung 4-25: Abhängigkeit der spezifischen Energie von der Teilblockierung .....	95
Abbildung 4-26: Spezifischer Masseverlust im Überblick .....	97
Abbildung 4-27: a) nach hinten umgeklappte, durchstanzte Oberfläche sowie kompaktierte Zone mit Sandsteinbruchstücken. b) kompaktierter Sandstein (weiß) mit Bruchstückring .....	99
Abbildung 4-28: Ausbruchskontur a) als Schema und b) nach der Bearbeitung von Hand .....	99
Abbildung 4-29: Einschlagkrater bei Sandstein (links) im Profil und (rechts) als Schema.....	100
Abbildung 4-30: Beziehung von Spanvolumen und Einzelschlagenergie in Sandstein.....	101
Abbildung 4-31: Verteilung der Spanvolumen in Sandstein.....	101
Abbildung 4-32: Passiver Schlagwiderstand von Gesteinen .....	102
Abbildung 4-33: Entwicklung der spezifischen Lösearbeit in Sandstein .....	103
Abbildung 4-34: Verteilung der spezifischen Lösearbeit in Sandstein .....	103
Abbildung 4-35: Spez. Schlagenergien aller Gesteine im Überblick.....	104
Abbildung 4-36: Einfluss der Andruckkraft auf die spez. Schlagenergie bei Beton.....	105
Abbildung 4-37: Einfluss der Andruckkraft auf die spez. Energie bei Lamprophyr.....	106
Abbildung 4-38: Einfluss des Anstellwinkels bei Lamprophyr.....	107



Abbildung 4-39: Einfluss des Anstellwinkels bei Beton .....	107
Abbildung 4-40: Schlagspuren in Lamprophyr mit Abständen von 10 mm (oben) und 25 mm (unten).....	109
Abbildung 4-41: Einfluss des Schlagabstandes bei Lamprophyr .....	109
Abbildung 4-42: Einfluss des Schlagabstandes bei Beton.....	109
Abbildung 4-43: Spez. Schlagenergie und Schlagabstand in Abhängigkeit des Anstellwinkels von Lamprophyr .....	110
Abbildung 4-44: Wirkung des Anstellwinkels auf spez. Schlagenergie und Schlagabstände in Beton .....	111
Abbildung 4-45: Einfluss der Spantiefe auf die Spanlänge bei Beton .....	112
Abbildung 4-46: Einfluss der Spantiefe auf die spez. Schlagenergie bei Beton .....	112
Abbildung 4-47: Einfluss der Spantiefe auf die Spanlänge bei Lamprophyr .....	113
Abbildung 4-48: Einfluss der Spantiefe auf die spez. Schlagenergie bei Lamprophyr ..	113
Abbildung 4-49: Sensitivität der Spanlänge bei Beton.....	113
Abbildung 4-50: Sensitivität der spez. Schlagenergie bei Beton.....	113
Abbildung 4-51: Sensitivität der Spanlänge bei Lamprophyr .....	114
Abbildung 4-52: Sensitivität der spez. Schlagenergie bei Lamprophyr .....	114
Abbildung 4-53: Einfluss des Spurabstandes auf die maximalen Schlagabstände innerhalb einer Spur und die spezifische Schlagenergie bei 5 mm Mindestspantiefe in Lamprophyr .....	115
Abbildung 4-54: Einfluss des Spurabstandes auf die maximalen Schlagabstände innerhalb einer Spur und die spezifische Schlagenergie bei 15 mm Mindestspantiefe in Beton .....	116
Abbildung 4-55: Abhängigkeit der Druckfestigkeit von der Schallgeschwindigkeit (138) .....	118
Abbildung 4-56: Abhängigkeit von passivem Schneidwiderstand und Prellhärte .....	119
Abbildung 4-57: Abhängigkeit von passivem Schlagwiderstand und Prellhärte .....	119
Abbildung 4-58: Cerchar Abrasivity Index (CAI) in Abhängigkeit der einaxialen Druckfestigkeit nach Köppl et. al. (112) .....	120
Abbildung 4-59: passiver Schneidwiderstand in Abhängigkeit der Druckfestigkeit .....	121
Abbildung 4-60: Passiver Schlagwiderstand in Abhängigkeit der Druckfestigkeit .....	121
Abbildung 4-61: Abhängigkeit von Druckfestigkeit und Punktlast-Index .....	122
Abbildung 5-1: Schema eines Längsschneidkopfes beim Spanen .....	127
Abbildung 5-2: Rechenmodell - Ermittlung der geforderten Gewinnungsleistung .....	129
Abbildung 5-3: Rechenmodell - Eingabe des zu gewinnenden Gesteins .....	129
Abbildung 5-4: Rechenmodell - Eingaben zum Meißel .....	130
Abbildung 5-5: Rechenmodell - Eingaben zum Schneiden .....	131

---

Abbildung 5-6:	Rechenmodell - Ausgabe der Parameter des Gewinnungsprozesses.....	133
Abbildung 5-7:	Rechenmodell - Spanvorgang im Profil .....	135
Abbildung 5-8:	Rechenmodell - Ausgabe der Kräfte .....	136
Abbildung 5-9:	Rechenmodell - Kräftefunktion einer Schnittpur während einer Umdrehung .....	136
Abbildung 5-10:	Rechenmodell - Haltekräfte und Antriebsanforderungen .....	137
Abbildung 5-11:	Rechenmodell - Eingaben der schlagenden Gewinnung .....	138
Abbildung 5-12:	Rechenmodell - Überblick der Schläge entlang der Schnittkontur .....	139
Abbildung 5-13:	Rechenmodell - Detail der Schläge und Spantiefe entlang der Schnittkontur.....	139
Abbildung 5-14:	Rechenmodell - Ausgabe der Anforderungen an die Aktivierung .....	140
Abbildung 5-15:	Rechenmodell - Ausgabe der Walzenparameter .....	140
Abbildung 5-16:	Rechenmodell - Ausgabe der Leistungsdaten .....	141
Abbildung 6-1:	Spezifische Lösearbeiten beim Schrämen und Schlagen .....	151

---

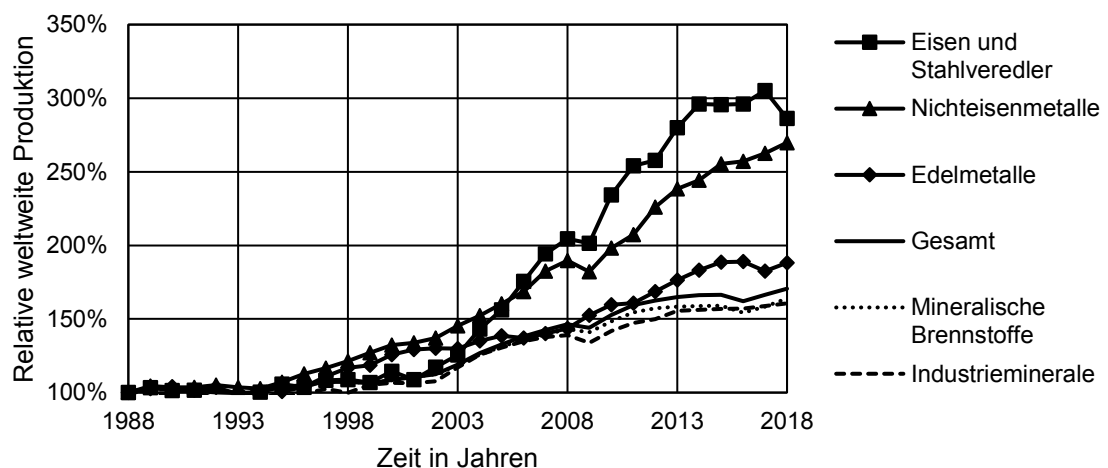
## Tabellenverzeichnis

Tabelle 2-1:	Überblick wichtiger Einflüsse auf die Gewinnbarkeit .....	5
Tabelle 2-2:	Exponenten verschiedener Gesteinsarten nach Kuhnert (28) .....	24
Tabelle 3-1:	Nomenklatur der Gesteine in dieser Arbeit.....	46
Tabelle 3-2:	Stufen des Cerchar Abrasivity Index (CAI) (118).....	49
Tabelle 3-3:	Konfiguration und Anzahl der Versuche für Lamprophyr und Beton .....	73
Tabelle 3-4:	Schema der Korrelationsmatrix .....	76
Tabelle 4-1:	Dichte der Versuchsgesteine im Überblick .....	79
Tabelle 4-2:	Klassifikation des passiven Schneidwiderstandes .....	86
Tabelle 4-3:	Passiver Schlagwiderstand bei linearer Regression durch die Mediane .....	102
Tabelle 4-4:	Klassifikation des passiven spez. Schneidwiderstandes bezogen auf die Spantiefe .....	122
Tabelle 5-1:	Rechenmodell - Berechnung der Spantiefe .....	134

## 1 Aktualität und Bedeutung

*„Mineralische Rohstoffe stehen am Anfang der industriellen Wertschöpfung. Sie sind das Fundament der industriellen Produktion – von der Grundstoff- bis zur Hightech-Industrie. Die sichere und nachhaltige Bereitstellung der benötigten Rohstoffe ist daher essenziell [...]. (1)“*

Diese Aussage der Deutschen Rohstoffagentur zur Sicherung der Deutschen Rohstoffversorgung gilt in gleicher Weise für die Versorgung der globalen Wirtschaft. So haben das anhaltende weltweite Bevölkerungswachstum (2) und das Streben nach einem höheren Lebensstandard (3) in den Jahren von 1988 bis 2018 zu einem Anstieg der weltweiten Rohstoffproduktion<sup>1</sup> um 70 % geführt (4) (vgl. Abbildung 1-1).



**Abbildung 1-1: Weltweite Produktion<sup>1</sup> mineralischer Rohstoffe bezogen auf das Jahr 1988 nach Reichl und Schatz (4)**

Für die langfristige Rohstoffversorgung einer wachsenden Wirtschaft ist es notwendig vorhandene Bergbauprojekte zu verlängern, zu erweitern oder durch neue Aufschlüsse zu ersetzen. Für die Genehmigung und Akzeptanz sind neben klassischen ökonomischen, vor allem auch ökologische, soziale und politische Aspekte zu berücksichtigen (5). Da die maschinelle Gewinnung bei entsprechender Eignung der Lagerstätte, direkt an der Gewinnungsfront, positiv auf mehrere Aspekte wirken kann, ist eine solche Option bereits während der Machbarkeitsstudie einer sicheren Ressource zu prüfen. Hier werden die bauwürdigen Reserven und die dazu notwendigen Kosten unter Berücksichtigung des Gewinnungssystems ermittelt und es können weitere Effekte für die zuletzt genannten Aspekte überprüft werden, die den Bewilligungsprozess unterstützen können.

<sup>1</sup> „Produktion“ steht hier für die aus Rohstoffen und Konzentraten gewinnbare Masse an werthaltigen Elementen und Verbindungen

Im untertägigen Bergbau erhöht die maschinelle Gewinnung die Sicherheit, indem die Handhabung von Sprengstoffen entfällt und die Streckenkontur weniger geschädigt wird. Für gleichmäßig geformte Lagerstätten ist außerdem eine selektive Gewinnung möglich, so dass bereits unter Tage eine Trennung des Nebengesteins erfolgen kann, was den Förderstrom nach über Tage reduziert (6). Außerdem können exakte Streckenprofile erstellt werden, so dass nur geringe Mengen an Spritzbeton notwendig werden und nur wenig Widerstand für die Wetter entsteht. Die Fernbedienung oder Automation des kontinuierlichen Prozesses erlaubt das Arbeiten aus sicherer Entfernung und schafft Abstand von unwirtlichen Umgebungen mit z. B. heißen Temperaturen und hoher Luftfeuchtigkeit. Die Elektromotoren reduzieren darüber hinaus die Abgasbelastung der Wetter. Der häufig erwartete Geschwindigkeitszuwachs bei der Streckenauffahrung durch den kontinuierlichen Lösevorgang ist stark vom Gestein der Lagerstätte abhängig und wird in dieser Arbeit näher betrachtet. Grundsätzlich wird angestrebt, Arbeitsgänge zu parallelisieren und durch die kurzen Unterbrechungszeiten eine höhere Produktivität zu erreichen, als es im Bohr- und Sprengbetrieb der Fall ist.

Während die maschinelle Gewinnung geringfester Rohstoffe wie Kalisalz, Steinsalz oder Steinkohle bereits weit verbreitet ist und hier seine Vorteile unter Beweis stellt, hat sich bisher noch kein vollmechanisches Gewinnungssystem im Festgesteinsbergbau für gekurvte Strecken, den abbaunahen Bereich oder den Abbau selbst etablieren können. Für Bergbautreibende ist daher die Weiterentwicklung der maschinellen Gewinnung hin zu immer festeren und abrasiveren Gesteinen von großem Interesse.

## **1.1 Anwendungsgebiete der maschinellen Gewinnung von hochfesten Gesteinen**

Gewinnungsmaschinen sollten bereits in der Planung auf das jeweilige Einsatzgebiet abgestimmt werden, um eine definierte bzw. maximale Leistung zu erbringen. Häufig fehlen jedoch Methoden, um die Leistungsfähigkeit zu prognostizieren. Der zeitliche und finanzielle Vorlauf, sowie die mit der Entwicklung neuartiger Maschinen verbundenen Risiken, werden daher vor allem dann akzeptiert, wenn das Einsatzgebiet groß und der Erfolg einer solchen Entwicklung auch auf ähnliche Situationen übertragbar ist. Die folgenden drei unabhängigen Anwendungsgebiete haben jeweils das Potenzial dafür.

Der Bergbaukonzern BHP Billiton geht in seiner zentralen Prognose für das Jahr 2035 von einem zusätzlichen jährlichen Kupferbedarf für die Elektromobilität von durchschnittlich ca. 0,6 Mio. t. bzw. einer Steigerung von ca. 3 % gegenüber der Produktion von 2018 aus (4),

die jedoch mit einem Versorgungsrückgang kollidiert. Eine Minderproduktion von 2 Mio. Jahrestonnen wird aufgrund sinkender Mineralgehalte bis 2030 erwartet, die durch auslaufende Projekte in dieser Zeit um weitere 1,5 Mio. t bis 2,25 Mio. t verstärkt werden könnte (7). Im Jahr 2016 waren daher unter anderem 45 Blockbruchbau-Projekte in Planung (8). Die Erschließung tiefer Lagerstätten für den Blockbruchbau, führt zu einem hohen Bedarf untertägiger Infrastruktur, bevor die Produktion beginnt. Je nach Projekt wird insgesamt mit mehreren 10er bis 100er Kilometern Streckenvortrieb über die gesamte Laufzeit gerechnet (9). Die hohen Finanzierungskosten drängen die Bergwerksbetreiber zu einer möglichst schnellen Aus- und Vorrichtung. Um die Wirtschaftlichkeit zu verbessern, ist daher ein **schnelle Streckenauffahrung** von großem Interesse.

Den zweiten Schwerpunkt bildet der Abbau geringmächtiger, flözartiger Festgesteinslagerstätten mit geringer Neigung, insbesondere der Bushveld Komplex. Aufgrund der geringen Mächtigkeiten wird die **selektive Gewinnung** dort zu einem hohen Anteil mit handgeführten Bohrhämmern ausgeführt. Die schwere Arbeit bei hohen Temperaturen (10) beschränkt jedoch die Gewinnungsleistung mit zunehmender Teufe immer mehr. Bereits seit Jahrzehnten gibt es daher wiederkehrende Anstrengungen von Anglo American, ein kontinuierliches Abbausystem einzuführen (11) (12) (13). Der Konzern beschreibt sein *FutureSmart Mining™*-Konzept (14) wie folgt: „*Da es immer schwieriger wird, auf wertvolle Ressourcen in der Tiefe zuzugreifen, erforschen wir Technologien [...], um den Abbau von Festgestein zu transformieren.*“ Neben diesem Beispiel war aber auch der Kupferproduzent KGHM um das Jahr 2012 gewillt, ein mechanisches Gewinnungsverfahren für **geringmächtige Flöze** < 2 m Mächtigkeit bzw. 28% seiner Lagerstätte in Polen einzusetzen (15).

Das dritte Anwendungsgebiet ist die Durchörterung von Störungszonen in Kohleflözen, die im Strebbau gewonnen werden. In Australien, der Republik Südafrika aber auch in weiteren Ländern, gibt es vertikale Gänge, die Kohleflöze durchstoßen (16) (17) (18). Diese Festgesteine sind nicht mittels Walzenschrämlader zu durchdringen. Aufgrund der **Gefahr von Sprengungen** im Kohlebergbau kann es daher zu Lagerstättenverlusten oder aufwändigen Umzügen der Strebausrüstung kommen, die vermieden werden sollen.

## 1.2 Zielstellung - Prognose von Aktivierungsparametern

Der weit verbreitete Einsatz von Rundschaftmeißeln in der maschinellen Gewinnung ist vor allem auf gering- oder mittelfeste Gesteine mit geringer Abrasivität beschränkt. Für eine sinnvolle Anwendung in den oben beschriebenen Fällen, sollten jedoch auch Gesteine mit einaxialen Druckfestigkeiten von über 200 MPa (13) bzw. einem Punktlast-Index von mindestens 10 MPa lösbar sein und für Streckenauffahrungen eine Abbaugeschwindigkeit deutlich oberhalb des Bohrens und Sprengens erlauben, selbst wenn das Gebirge nur sehr gering gestört ist.

In Analogie zur Leistungssteigerung beim Übergang vom drehend-spangebenden zum schlagend-kerbenden Bohren im Hartgestein, ist die Frage, inwieweit sich eine schlagende Aktivierung der Meißel dazu eignet, den Anwendungsbereich von Schrämwerkzeugen zu erweitern.

Dafür soll eine Prozedur mit möglichst standardisierbaren Untersuchungen, sowie ein Rechenmodell eines rotierenden Gewinnungsorgans erstellt werden, mit deren Hilfe günstige Aktivierungsparameter und deren Zusammenspiel an einem Gewinnungsorgan prognostiziert werden können, um eine Mindestproduktion an Haufwerk zu erreichen. Die Anwendung dieser Untersuchungen an verschiedenen Gesteinsproben erlaubt die Einordnung der Grenzen beider Lösearten, einen eventuell sinnvollen Aktivierungsanteil und die Einschätzung der Auswirkungen, wenn die Aktivierung nicht erfolgt. Das Rechenmodell des Gewinnungsorgans beschreibt insbesondere die Anforderungen an die Aktivierung und damit an den Maschinenbau.

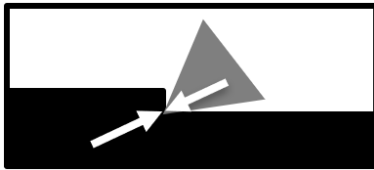
Die Realisierbarkeit und die Kosten einer solchen Maschine sind nicht Teil der Ausführungen. Das interaktive Rechenmodell soll aber dazu genutzt werden können, Parameter so zu ändern, dass die Umsetzung einer solchen Maschine vereinfacht wird.

Wie beim Bohren wird auch hier erwartet, dass bei bestimmten Gesteinseigenschaften, dem aktivierten Lösen der Vorzug vor dem quasistatischen Lösevorgang (Schrämen) zu geben ist.

## 2 Stand von Wissenschaft und Technik

### 2.1 Festgesteinsgewinnung mit Rundschafftmeißeln

Für die Beurteilung der mechanischen Gewinnbarkeit eines Festgesteins mittels schrägender Werkzeuge wird allgemein der Begriff des Schneidwiderstandes verwendet. Wie von Herzog vorgeschlagen, wird er hier in zwei Komponenten zerlegt (19).



*Passive Komponente: Die Fähigkeit des Gesteins, dem eindringenden Werkzeug, eine Reaktionskraft entgegenzusetzen. Wird die ertragbare Spannung des Gesteins überschritten, führt dies zum Ausbruch von Gesteinspartikeln.*



*Aktive Komponente: Die Fähigkeit des Gesteins, Partikel aus der Oberfläche des Werkzeugs herauszulösen und somit dessen Verschleiß zu verursachen. Sie wird häufig als Abrasivität bezeichnet.*

Abbildung 2-1: Komponenten des Schneidwiderstandes

Beide Komponenten sind keine reinen Gesteinskennwerte, sondern ergeben sich aus der Kombination von Gesteinseigenschaften, Maschinenteknik und verwendeter Technologie (Tabelle 2-1). Sie sollten daher immer im Kontext betrachtet werden. Eine ähnliche Verzahnung wird von Gerhard (20) bzw. von Thuro und Plinninger (21) verwendet.

Tabelle 2-1: Überblick wichtiger Einflüsse auf die Gewinnbarkeit

Gesteinseigenschaften	Maschinenteknik	Maschinentechnologie
Zug-, Druck- und Scherfestigkeit	Wirkweise des Einzelwerkzeuges	Bedienung manuell / automatisiert
Klufthäufigkeit, -orientierung und -eigenschaften	Meißelart & -werkstoff	Aufteilung der Arbeitszeit
Mineralzusammensetzung	Eigenfrequenz und Dämpfung	Abfolge der Arbeitsschritte
Anteil abrasiver Minerale	Layout des Schneidorgans	Wartungszustand
Korngrenzen, Verzahnung der Mineralkörner	Dienstgewicht, Größe	Bearbeitungsgeschwindigkeit
Korngröße und -form	Leistung, Drehmoment	Kühlung

Innerhalb der mechanischen Löseverfahren sind gegenwärtig verschiedene Technologien im Einsatz. Die folgenden Ausführungen geben den Stand der Technik wieder.



### 2.1.1 Schrämendes Lösen

Das Schrämen ist nach Frenyo (22) ein Gewinnungsverfahren bei dem mit Hilfe eines keilförmigen Werkzeuges, das Gestein vorwiegend durch Brechen gelöst wird. Weithin werden die Vorgänge zum Abtrennen von Gesteinsstücken aus dem Gebirgsverband jedoch als Schneidvorgang bezeichnet. Zugehörige Werkzeuge werden anhand ihrer Schaft- und Schneidenform voneinander unterschieden (Abbildung 2-2). Die Wahl muss in Abhängigkeit vom Gestein getroffen werden und bildet immer einen Kompromiss aus benötigter Schnittkraft und praktikabler Standzeit. In festeren Gesteinen werden prinzipiell Rundschaftmeißel verwendet (23).

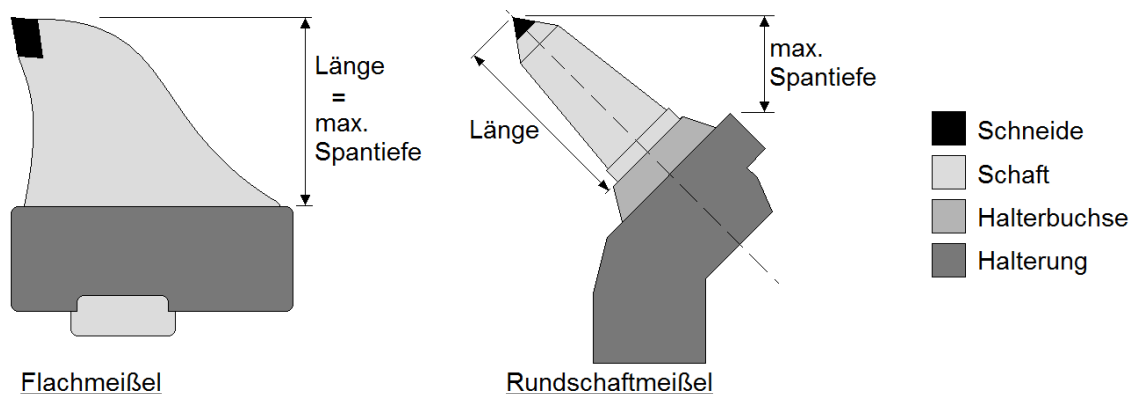


Abbildung 2-2: Schema der Schrämmeißel

Beim konventionellen Schrämen führt das Gewinnungswerkzeug eine geometrisch vorgegebene Bewegung, etwa parallel zur Gesteinsoberfläche, durch. Es dringt bis zu einer definierten Tiefe in das Gestein ein und löst entlang der Schnittpur einzelne Stücke heraus. Dabei kann die Oberfläche eben oder gekrümmt verlaufen. Es sind Parallelen zum drehend-spangebenden Bohren zu erkennen. Beide Verfahren haben permanenten Gesteinskontakt und überwinden die Gesteinsfestigkeit durch quasi-statische Krafteinleitung in direkter Linie von Antrieb und Gestein.

Die Anwendung des Schrämens erfolgt zum Beispiel beim Kettenschrämgerät, Kohlehobel, Walzenschrämlader, Continuous Miner und bei Teilschnittmaschinen. Typischerweise sind die Werkzeuge mit einer Spitze aus Wolframcarbit (WC) versehen. Diese erlauben häufig den ökonomischen Abbau von Bauxit, Braunkohle, Eisenerz, Gips, Kalkstein, Ölschiefer, Phosphat, Salz und Steinkohle (24). Heute werden zum Beispiel Continuous Surface Miner für Gesteine mit Einlagerungen bis zu 120 MPa Druckfestigkeit angeboten. Da sich jedoch bei zusätzlicher Abrasivität auch häufige Wechsel der Meißel ergeben, bleibt diese Anwendung vorwiegend dem Baugewerbe vorbehalten. Eine Anwendung im bergbaulichen Sinne wird bis etwa 50 MPa bis 80 MPa gewährleistet (25) (26) (27).

Steigt der passive Schneidwiderstand des Gesteins, kommt es in erster Instanz zur Erhöhung der Reaktionskräfte am Werkzeug. Daher müssen für die Gewinnung von Festgesteinen die Antriebe verstärkt, die Meißel vergrößert und die Maschine insgesamt robuster ausgeführt werden. Egal ob eine Maschine durch eine höhere Masse oder eine zusätzliche Abstützung in die Lage versetzt wird, die entstehenden Kräfte zu übertragen, die Flexibilität sinkt in jedem Fall. Werden die notwendigen Kräfte nicht gewährleistet, führt dies zur Verringerung der Spantiefe und zu einer sinkenden Effizienz. Eine sinkende Anzahl im Eingriff stehender Meißel, verringert einerseits die Produktion, andererseits sind Meißelwechsel bereits nach einer entsprechend kürzeren Einsatzdauer nötig.

Besonders für Gesteine mit einer Druckfestigkeit von über 50 MPa wurde festgestellt, dass die Schneidwerkzeuge sehr schnell verschleifen und sehr häufig gewechselt werden müssen (24). Der Grund dafür ist der aktive Schneidwiderstand. Ca. 95% der elektrischen Leistung von Schneidorganen werden durch Reibung und den Bruchvorgang des Gesteins in Wärme umgewandelt (28). Die hier entstehende Wärme kann zunächst nur an das Gestein, an die Luft oder den Meißel übergehen. Messungen ergaben, dass an der Interaktionsfläche von Meißel und Gestein Temperaturen bis 1300°C entstehen (29). Aufgrund der guten Wärmeleitfähigkeit des Meißels steigt dessen Temperatur häufig auf 600°C – 900°C an (30). Mit zunehmender Temperatur sinkt die Härte des Meißels. So sinkt die Knoop Härte von WC unter die des gesteinsbildenden Minerals Quarz, sobald deren Temperaturen mehr als 500°C betragen (31). Da anstehendes Gestein eine deutlich niedrigere Temperatur besitzt, als das bereits seit einigen Minuten im Eingriff stehende Werkzeug, verschiebt sich der Punkt gleicher Härte sogar auf ca. 400°C Meißeltemperatur (32) und der Verschleiß des Meißels steigt stark an (33).

Einen höheren Verschleißwiderstand als WC bieten Diamant-Verbundwerkstoffe. Wird, wie bei WC, Kobalt als Binder genutzt, katalysiert er ab einer Temperatur von 750°C die Umwandlung des Diamanten in Graphit (32). Diese Kombination ist daher nur bedingt besser geeignet. Einen entscheidenden Vorteil zeigt die Verwendung von Siliziumcarbid als Binder, das den Einsatz in Temperaturen oberhalb von 1200°C erlaubt (29). Hier wird von einem thermisch stabilen Diamant-Verbundwerkstoff gesprochen (TSDC). Derartig bestückte Meißel haben in Schleiftests bewiesen, dass bei gleicher Beanspruchung lediglich 1/1000 des Massenverlustes von WC auftritt. Weitere Vergleiche an realen Gesteinen zeigten bei WC-Meißeln in Sandstein mit 120 MPa Druckfestigkeit bereits eine deutliche Verschleißfläche, mit einem Durchmesser von über 5 mm, während mit TDSC-Meißel dieser Sandstein, Granite (140 MPa & 180 MPa) und Basalt (260 MPa) ohne deutliche Verschleißspuren gespannt wurden (29).

TSDC ist deutlich spröder als WC, was bei falschem Einsatz der Werkzeuge, schneller zum Bruch und damit zum Vollversagen des Meißels führt. Mit Hilfe einer Pressung soll einer Überbelastung durch Zugspannungen vorgebeugt werden. Um Scherspannungen im Meißel zu minimieren wird die Spitze des Meißels deutlich abgerundet und so einem Sprödbbruch entgegengewirkt. In der Kombination von TSDC und Meißelstahl ergeben sich besonders große Unterschiede der Verschleißfestigkeit. Durch den Verschleiß des Meißelkopfes kann sich die Spitze aus der Verbindung lösen, ohne selbst verschlissen zu sein. Aus diesem Grund ist es notwendig, sich diesem Bereich des Meißels weiter zu widmen (29). TSDC werden voraussichtlich mindestens den zwei- bis dreifachen Preis von Meißeln mit kobaltgebundenen, polykristallinen Diamanten besitzen und sind damit sehr teuer (32) (34) (35).

Alternativ oder zusätzlich zur Verringerung der Temperaturempfindlichkeit sollte der Temperaturanstieg des Meißels möglichst geringgehalten werden. Heute erfolgt z.B. eine Kühlung durch Wasserbedüsung, die sowohl Staub bindet, aber auch die Temperatur des Meißels senkt. Eine Innenkühlung des Meißels scheint nicht sinnvoll, da Kanäle die dort nötige Festigkeit verringern. Zur Senkung der Meißeltemperatur kann auch die Schnittgeschwindigkeit verringert werden. Zu jeder Kombination von Gestein und Hartmetall gibt es eine kritische Temperatur, ab der der Verschleiß drastisch zunimmt (36). Aus diesem Grund bietet die Firma *Sandvik* einige Teilschnittmaschinen wie die MT720 unter der Zusatzbezeichnung „*ICUTROC*“ mit langsam drehendem Schneidkopf an. Durch die Begrenzung der Umfangsgeschwindigkeit auf maximal 1,4 m/s sollen diese in der Lage sein, Gesteine mit Druckfestigkeiten von über 120 MPa zu lösen (37). Laut Bertignoll (38) erlaubt eine Kühlung in Kombination mit speziellen Meißeln den Einsatz der MR/MT720 mit einer Schneidmotorleistung von 300 kW im Bereich von 20 MPa bis 180 MPa Druckfestigkeit und moderatem bis intaktem Gebirgsverband. Die Bandbreite wird mit vier Schneidkopftypen („R400-TC38“ & „R400-TC87“) abgedeckt, die mit zunehmender Festigkeit kleinere Meißelabstände besitzen. Von der Anwendung in hochabrasiven Gesteinen wird von Bertignoll jedoch abgeraten.

Der Verschleiß stellt bereits bei der Bestimmung von Abhängigkeiten im Labor ein Problem dar. Gillani und Butt (39) führten Versuche zur Bearbeitung von Festgesteinen mit einem Linearschneidprüfstand durch. Bei einer Geschwindigkeit von 0,15 m/s war der Verschleiß nach insgesamt 4 m so groß, dass die Versuchsreihe abgebrochen werden musste, da die zulässigen 100 kN Schnittkraft des Prüfstandes erreicht wurden. Weitere Untersuchungen konnten an einem Meißel daher nur bis maximal 3 m Schnittlänge umgesetzt werden. Für eine Steigerung der Geschwindigkeit auf 0,6 m/s konnten sie zwar eine Steigerung des Verschleißes feststellen, eine weitere Steigerung bei 1 m/s war aber, wahrscheinlich wegen der kurzen Schnittdauer, nicht zu registrieren. Die Steigerung der Spantiefe führte bei

Spitzen aus WC zu erhöhtem Verschleiß und bei PCD Meißeln zum Versagen des Trägerwerkstoffs der Beschichtung. Auch hier bestätigte sich, dass abgerundete Spitzen zwar höhere Kräfte erzeugten, jedoch eine höhere Lebensdauer aufwiesen.

### **2.1.2 Aktiviertes Lösen**

Bei der Aktivierung wird dem Lösewerkzeug zur gleichförmigen Hauptbewegung zyklisch ein weiterer Geschwindigkeitsvektor aufgeprägt. Die daraus folgende, zusätzlich nutzbare Energie erhöht das Eindringvermögen des Werkzeuges. Da der Lösevorgang nach jedem Aktivierungsschritt unterbrochen wird, stehen zu jedem Zeitpunkt nur wenige Meißel im Eingriff. Dies soll zu einer Senkung der auf das Schneidorgan wirkenden Summe der Reaktionskräfte führen. Theoretisch lässt sich aber auch bei gleichen Haltekräften eine größere Spantiefe und Verhiebsleistung erzielen. Bei kohäsivem Material wird durch die Aktivierung die Reibung leichter überwunden (40). In geklüftetem Material wird erwartet, dass sie die Klüfte öffnet, die dann vom Werkzeug statisch aufgeweitet werden (41).

Nachteile entstehen durch den komplexeren Aufbau der Gewinnungsmaschine und durch innere Kräfte. Die Aktivierung führt zu hohen Lagerbeanspruchungen und es können sich durch Vibrationen Verschraubungen lösen. Außerdem kommt es aufgrund der zusätzlichen Bewegung zu einem höheren Gesamtenergiebedarf im Vergleich zum konventionellen Schrämen (42). Somit besteht der Vorteil in der Verringerung der Gesamtreaktionskräfte der Maschine. Trotz der Aktivierung führen die Werkzeuge weiterhin eine Schneidbewegung aus, wodurch Reibung entsteht. Das heißt, dass für die meisten aktivierten Werkzeuge zwar eine Steigerung der Gewinnungsleistung erreicht werden kann, sich dabei aber die Lebensdauer der Werkzeuge nur dann erhöhen wird, wenn die Schnitttemperatur deutlich unter die des konventionellen Schneidens sinkt.

Prinzipiell kann jede Bewegung überlagert werden. Dabei stehen nach Paschedag (42) und Kaci et.al. (43) schwingende oder schlagende Aktivierung zur Wahl.

### **2.1.2.1 Schwingende und mehrfach rotierende Aktivierung**

Kaci et.al. (43) beschreiben das Prinzip der schwingenden Aktivierung wie folgt: „Die zur Aktivierung notwendige periodische, harmonische Schwingungsbewegung wird hier direkt auf das Gewinnungswerkzeug, also den Meißel übertragen.“ Entsprechend wird das Werkzeug vom Mechanismus vor und zurück bewegt.

Das Prinzip wurde unter anderem in den Bereichen Erdbewegung, Baugewerbe und Bergbau angewandt. Stellvertretend seien hier folgende Patente genannt:

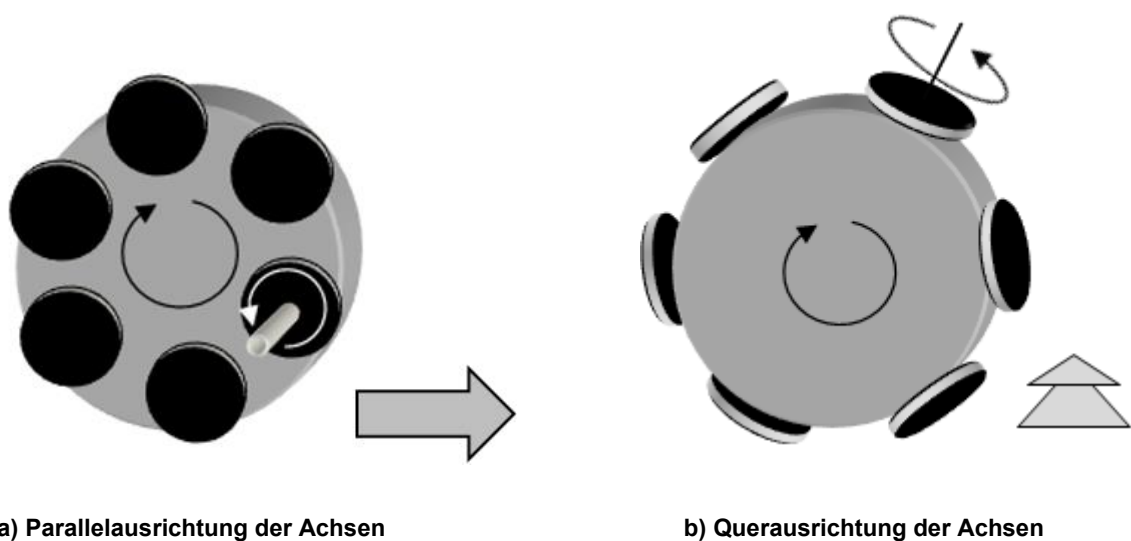
- Aktivierung von Hobelmeißeln durch Herrmann im Jahr 1962 (44). Die Werkzeuge werden mittels Pneumatiksystem periodisch in Vertriebsrichtung beschleunigt.
- Aktivierung einer Maschine zur Bodenbearbeitung durch Hydraulikflüssigkeit, eine Kurbelwelle oder durch Zahnräder von Haynes (45).
- Aktivierung des Reißverfahrens durch Bodine (46). Für ihn ist die Aufbringung einer Schallfrequenz, die durch den Reißzahn sehr gut in das Gestein übertragen wird, der Schlüssel zu einer Erweiterung des Reißverfahrens zu festeren Gesteinen.
- Aktivierung von kerbend-rollend arbeitenden Meißeln durch Unwuchterregung 1988 von Bechem (47).
- Aktivierung der Hinterschneidtechnik mit Disken durch eine oszillierende Bewegung von Sugden im Jahr 2003 (48) (49). (Sogenannter Oscillating Disc Cutter; kurz: ODC). Hier wurde eine Reduzierung der Andruck- und Schnittkraft auf etwa 25 % bzw. 66 % gegenüber dem Hinterschneiden und auf 10 % bzw. 27 % gegenüber gewöhnlichen Disken (35) erreicht.

Kaci et. al. (43) sehen folgenden Nachteil in der Technik: „Die Schwing- und damit die Schnittgeschwindigkeit erreichen periodisch veränderliche Werte. Bei einem größer werdenden Zerspanungswiderstand besteht hierbei die Gefahr, daß ein schwingungserregter Meißel nicht mehr weit genug in das Mineral eindringen kann, wodurch eine Blockierung des Gewinnungswerkzeuges eintritt. Die Gewinnungsmaschine muss dann die Lösearbeit über die Vorschubeinrichtung aufbringen und die Gewinnung erfolgt quasi statisch. Dies führt dann auch zum Blockieren der externen Antriebe der Vorschubeinrichtung.“ Dem ist hinzuzufügen, dass bei ausreichend großer Aktivierung, ein über den Weg gekoppelter Eindringvorgang zum Überschreiten der Werkzeugfestigkeit führen kann. Das ist vor allem dann zu erwarten, wenn die Abstimmung auf weniger feste Gesteine oder geringere Spantiefen ausgelegt wurde. Wegen der direkten Kopplung zwischen Werkzeug und Antriebsstrang kommt es zu hohen Beschleunigungen der Bauteile und somit zu großen Wechselbelastungen, so dass ein erheblicher Verschleiß innerhalb des Systems auftreten kann. Zusätzlich sind die Reaktionskräfte aus dem Löseprozess vom System abzufangen. Daraus folgen zum Beispiel Lagerschäden,

brechende Meißelspitzen und Getriebedefekte (32). Aus diesen Gründen ist eine exakte Steuerung der Eindringtiefe oder ein ausreichender Sicherheitspuffer der benannten Komponenten vorzusehen.

Ebenfalls als schwingend aktiviert, können mehrfach rotierende Werkzeuge betrachtet werden. Dabei handelt es sich um Löseorgane, deren Werkzeuge um mindestens zwei Achsen rotieren und so den eigentlichen Schneidvorgang in kleinere Abschnitte trennen. Einerseits lässt sich ihr Lösevorgang als sehr kurzer Schram (vgl. Kapitel 2.1.1) betrachten, andererseits erfüllen sie ebenfalls die Definition der schwingenden Aktivierung von Kaci. Aus diesem Grund und wegen der Bandbreite der unabhängig von der Konstruktion umsetzbaren Einstellungen, wie zum Beispiel Drehgeschwindigkeiten und den sich daraus ergebenden, möglichen Schnittkonturen, werden die mehrfach rotierenden Werkzeuge hier ebenfalls zu den schwingend aktivierten Werkzeugen eingruppiert.

Die einzelnen Varianten unterscheiden sich vor allem in der Richtung der rotierenden Achsen zueinander und in der Bewegungsrichtung des Löseorgans. Die Drehachsen von Werkzeugträgern und Löseorgan können parallel oder orthogonal (quer) zueinander rotieren. In Abbildung 2-3 sind zwei kreisförmige, graue Löseorgane zu erkennen, auf denen jeweils kreisförmige, schwarze Werkzeugträger rotieren. Werden, wie bei einem Kreissägeblatt, Meißel entlang des Umfangs der Werkzeugträger angebracht, entstehen mehrfach rotierend aktivierte Werkzeuge. Die Verhiebsrichtung ist durch den breiten grauen Pfeil gekennzeichnet. Es wurden mehrere Konfigurationen von Schrägmeißeln auf rotierenden Werkzeugträgern von Bechem, Steinberg und Raschka als Patente angemeldet (50) (51) (52).



**Abbildung 2-3: Mehrfachrotierende Werkzeuge und Verhaurichtung**

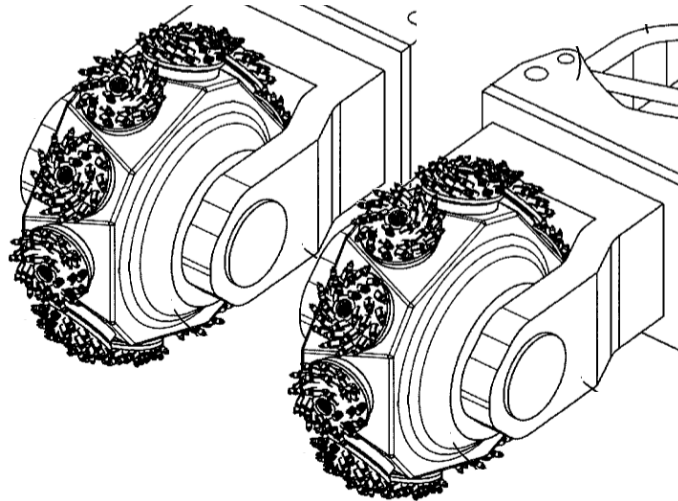
Die von Belaruskali in Weißrussland zum Kammerbau eingesetzte Ural-61 (Abbildung 2-4) verwendet für den zentralen Teil der Auffahrung ebenfalls mehrfachrotierende Werkzeuge. Die Werkzeugträger sind ähnlich der Querausrichtung, jedoch um 90° abgewinkelt.



**Abbildung 2-4: Vortriebsmaschine Ural-61 für den Kammerbau (53), mehrfachrotierende Werkzeuge mit geknickter Achsrichtung**

Mehrfachrotierende Werkzeuge können im Leerlauf betrieben werden, ohne Schaden zu nehmen. Neben den inneren Verlusten wird immer nur dann Energie übertragen, wenn ein Reaktionspartner auftritt. Auf diese Weise werden die Werkzeuge und Komponenten des Antriebsstranges im Leerlauf geschont, die zahlreichen Freiheitsgrade und Lagerstellen müssen jedoch mit hoher Sorgfalt geplant und umgesetzt werden.

Vorteile eines durch Exzenter aktivierten Schneidsystems wurden von Bucyrus Europe (heute Caterpillar Global Mining Europe) im Jahr 2009 vorgestellt (54). Bei dieser aktivierten Maschine mit Rundschaffmeißeln wurde eine Verringerung der Meißeltemperatur auf zirka die Hälfte beschrieben, wobei die Temperatur dauerhaft unterhalb des kritischen Bereichs blieb. Wie aus der Präsentation zum Q1-2013 Bericht von KGHM hervorgeht (55) wurde außerdem ein langfrontartiges Abbausystem mit mehrfach rotierend-aktivierter Lösetechnik testweise eingesetzt, das über zwei höhenverstellbare doppelte Schneidköpfe verfügt (Caterpillar Activated Cutting System - Caterpillar Rock Straight mit ACT Activated Cutting Technology (56)). Ein ähnliches Schneidorgan ist Abbildung 2-5 zu entnehmen.



**Abbildung 2-5: Zwei einfache, axial angeordnete, mehrfachrotierende Schneidköpfe nach Patent DE102011050387A1 (57)**

#### **2.1.2.2 Schlagende Aktivierung**

Die schlagende Aktivierung wird nach Kaci (43) wie folgt definiert: „Die mechanische Entkopplung der aktivierten Komponente vom Gewinnungswerkzeug führt von der Schwingungstechnik zur Schlagtechnik.“ Das Werkzeug wird also durch einen Stoßpartner in Richtung des Gesteins bewegt. Die wohl bekannteste Anwendung der schlagenden Aktivierung ist das Drehschlagbohren. Zusätzlich zur gleichförmigen Drehung des Meißels wird dieser durch einen Schlagmechanismus tiefer in das Gestein eingeschlagen, was das Volumen des Scherspanns vergrößert und so den Bohrfortschritt erhöht.

Bereits 1938 ließ sich De Velbiss (58) und 1962 auch Pewthers (59) Baggerschaufeln patentieren, die über einzeln bzw. über gemeinsam aktivierte Schaufelzähne verfügten. Derartige aktivierte Baggerschaufeln haben sich besonders im Frostboden bewährt.

Im Jahr 1971 veröffentlichte Ansiferova ihre Untersuchungsergebnisse an einem aktivierten Hobel (60) (61). Bei Spanstärken von 50 mm...300 mm bildeten sich ausgehend vom Schlagpunkt Risse, die im Abstand von 500 mm...900 mm die Oberfläche des Stoßes erreichten. Diese Risse entwickelten sich im Vorfeld der Zerspanung kontinuierlich mit. Darüber hinaus konnte mit Hilfe von Ultraschall nachgewiesen werden, dass sich eine Schwächungszone von 2 m...2,5 m Länge bildete.

1987 wurde der Caterpillar Kettendozer D9 mit einem sogenannten Impact Ripper vorgestellt (62). Die Technologie kombiniert das Reißen mit zusätzlichen Schlägen auf die Rückseite des Reißzahnes. Mit dieser Maschine wurden etwa die gleichen Gewinnungsleistungen und Anwendungsgrenzen, wie mit der 50% schwereren Maschinen erreicht. Trotz erfolgreicher Einsätze wurde die Produktion dieses System eingestellt.



Im Jahr 1989 stellten Handewith et. al. (63) eine Schlagkopfmachine vor, bei der die Schläge durch den Kolben eines Verbrennungsmotors erzeugt werden. Die Maschine sollte im Streckenvortrieb eine Alternative zum Bohren und Sprengen darstellen und eine schnelle Auffahrung bei gleichzeitig hoher Flexibilität gewährleisten.

Das von Gynz-Rekowski (40) 1989 vorgestellte, zwangsgeführte Erdschlitzgerät entspricht einem aktivierten Hobel mit genau einem Werkzeug. Das Gerät wird mit Hilfe der Gewichtskraft an das Gestein gedrückt und arbeitet sich mit Hammerschlägen in die Teufe. Neben Versuchen in bindigen Böden demonstriert er auch erfolgreich die Anwendung in kompaktiertem Schotter. Dabei werden Gesteinsbrocken herausgeschält, in den bindigen Boden gepresst oder sogar gespalten.

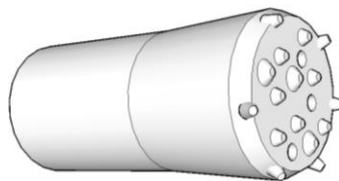
Paschedag (42) berichtet von der Aktivierung eines Kohlenhobels zur Reduzierung der Kettenzugkraft. Demnach ist es durch die Aktivierung spatentartiger Werkzeuge möglich, in gut hobelbarer Kohle die Spantiefe um etwa den Faktor 8 bis auf 800 mm und im Nebengestein bis auf 400 mm zu vergrößern. Ähnliche Resultate erhält auch Henkel (64) mit einer Steigerung auf das 7- bis 10-fache. Paschedag zeigt aber auch, dass die geringste Gesamtleistung mittels eines quasi-statischen Löseprozesses erreicht wird. Sie nimmt mit der Aktivierung durch einen hydraulischen Schlaghammer leicht und durch einen mechanischen Schlaghammer deutlicher zu. Diese Reihenfolge bleibt ebenfalls bestehen, wenn die spezifische Energie auf den Flächenverhieb bezogen wird. Der offensichtliche Vorteil der Aktivierung ist jedoch, dass ein höherer Flächenverhieb möglich ist und sich mit dessen Steigerung die Werte der spezifischen Energie eines statischen Vorgangs annähern. Die Reduzierung der Schnittkraft, wurde sowohl durch einen hydraulischen als auch einen mechanischen Schlaghammer erreicht. Dabei gilt für die Zugkraft:  $F_x(\text{statisch}) > F_x(\text{hydraulisch}) > F_x(\text{mechanisch})$ . Bei festerem Gestein wurde der Vorteil der Aktivierung noch deutlicher, da hier teilweise ein Eindringen mit der konventionellen Technik nicht möglich war. Bei einer mechanischen Aktivierung konnten höhere Löseleistungen erreicht werden. Die Technik unterlag aber einem höheren Verschleiß als bei vergleichbaren hydraulischen Hämmern. Es wird dazu geraten, eine kleine Anzahl von Schlägen mit hoher Energie zu bevorzugen, da sie tiefer eindringen und dadurch effektiver wirken. Fazit der Arbeit ist, dass mit leistungsstarken Schlaghämmern harte Kohle gewonnen und Nebengestein durchörtert werden kann, mit Schwingungshämmern dagegen nicht, da diese bei zu hohen Vorschubgeschwindigkeiten blockieren können.

Neuere Studien von Shepel (65) befassen sich unter anderem mit der Wirkung des Schlagmechanismus auf den Werkzeugträger. Dabei wird deutlich, dass die Belastung für die Maschine ein Bruchteil, der der Werkzeuge ist.

### 2.1.3 Kerbend-schlagendes Lösen

Das schlagende Lösen verzichtet auf einen quasistatischen Kraftanteil zur Gesteinszerstörung. Der Vorschub sorgt lediglich für den Kontakt des Meißels mit einer frischen Gesteinsoberfläche. Zunächst wird das Werkzeug fest an das Gestein gedrückt und anschließend, durch einen Schlag auf das Werkzeug, ein Impuls auf das Gestein übertragen. Dies führt zu einer punktuellen, kurzzeitigen Beanspruchung des Gesteins, die dessen Festigkeit überschreiten und zum Eindringen des Werkzeuges bis hin zum Abplatzen eines Spans führen soll. Das Werkzeug wird erneut auf einem intakten Bereich des Gesteins aufgesetzt und ein Schlag ausgeführt. Auf diese Weise wird der Reibweg des Werkzeuges am Gestein auf den Eindringweg limitiert.

Die Schlagtechnik wurde bereits mit Schlägel und Eisen praktiziert und kommt heute vor allem zum Bohren von Festgesteinen in der Flachbohrtechnik zum Einsatz (Abbildung 2-6). Eine weitere Anwendung sind Hydraulikhämmer zur Zerkleinerung von Beton oder natürlichem Gestein.



**Abbildung 2-6: Schema eines Schlagbohrkopfes**

Ebenhan stellt bei Untersuchungen an Gesteinen mit Druckfestigkeiten von 80 MPa bzw. 250 MPa eine gesteinsabhängige Frequenz fest, für die der passive Lösewiderstand ein Minimum erreicht (66). Diese Frequenz befindet sich in der Größenordnung von 5 kHz ... 15 kHz (67) und erlaubt eine Reduzierung der notwendigen Eindringkraft gegenüber einer statischen Auflast von über 60% (68). Hierbei kommt es jedoch zu einer Pulverisierung des Materials unter dem Werkzeug, an Stelle des planmäßigen Ausbruchs grober Gesteinspartikel. Magaisa berichtet 1999 über den Abbau von Chromiterz aus dem Great Dyke. Dazu wurde ein Schlaghammer in Verbindung mit einem auf Schienen fahrenden Werkzeugträger verwendet. Durch die Bewegung entlang des Stoßes war es, im Gegensatz zu einem üblichen Anbauhammer möglich, das Erz großflächig zu gewinnen (69).

Beim Schlagen werden sehr hohe Maximalkräfte erreicht, die auch extrem hohe Gesteinsfestigkeiten überwinden können. Die geringen Reibungswege, führen zu langen Phasen der Abkühlung und somit zu einer günstigen Standzeit der Werkzeuge. Um hohe Ausbruchraten zu erreichen, ist es notwendig, mit steigender Gesteinsfestigkeit die Schlagenergie oder Schlagfrequenz zu erhöhen. Erstgenanntes beansprucht die Werkzeuge stärker, weswegen sie massiver ausgeführt werden müssen. Entsprechend

wachsen auch die Größe des Hammers und die Reaktionskräfte des Schlagkolbens. Wird die Schlagfrequenz erhöht, ist bei konstanter Belastung der Werkzeuge eine höhere Andruckkraft notwendig, um die notwendigen Beschleunigungen des Schlagkolbens im Hammer zu kompensieren. Wird der Andruck an das Gestein nicht gewährleistet, so kommt es zu Schäden am Werkzeug, indem sich die Hartmetalleinsätze aus dem Meißel lösen. Mit höherer Beanspruchung werden Werkzeugspitzen mit immer größerem Krümmungsradius verwendet, die prinzipiell in den Meißelkopf eingelassen werden. Um die Belastung des Meißels zu senken, sind auch Mechanismen in Anwendung, um Schläge ins Leere, also ohne Widerstand, zu vermeiden.

Grundsätzlich hat die Optimierung des schlagend aktivierten LöSENS zum Ziel, Zeitpunkt bzw. Ort des Schlages zu definieren, die den maximalen Nutzen generieren. Dies ist der Fall, wenn der Meißel die Oberfläche gerade erreicht hat. Die optimal ausgeführte schlagende Aktivierung ist demnach mit dem reinen Schlagvorgang gleichzusetzen. Aus diesem Grund gibt es keine wiederholende Betrachtung des schlagenden LöSENS.

#### **2.1.4 Resümee zur Anwendbarkeit der ausgewählten LöSEverfahren**

Die industriellen Forschungsergebnisse werden häufig zuerst durch Patente geschützt und anschließend im Rahmen von Marketingkampagnen veröffentlicht. Daher soll auch auf weitere Patente in Anhang A verwiesen werden.

Für das schrägende LöSEN wird dem Fazit von Ramezanzadeh und Hood (35) gefolgt. Demnach ist der abrasive Verschleiß das größte Problem für die Nutzung im Festgestein. Vorhandene Hartmetalle scheinen nicht widerstandsfähig genug. Darüber hinaus sind für effektives Spanen hohe Kräfte notwendig, was die Konstruktion einer wendigen Maschine unrealistisch macht. Das aktivierte LöSEN kann die statischen Reaktionskräfte auf die Gewinnungsmaschine senken und damit den Anwendungsbereich erweitern. Auf bekannten Maschinenkonzepten aufbauend, lassen sich große Flächen in Verrieb nehmen. Aufgrund des permanenten Werkzeugeingriffs wird der Verschleiß aber nicht reduziert. Die Schlagtechnik ist gut geeignet, feste Gesteine zu zerstören. Im Vergleich zum drehenden Bohren, werden beim Schlagbohren in Hartgestein hohe Bohrgeschwindigkeiten, bei relativ geringen Reaktionskräften und mäßigem Verschleiß erreicht. Aufgrund der hohen spezifischen Energie konzentriert sich die Schlagtechnik meist auf eine kleine Fläche, so dass eine Lösung für die flächenhafte Gewinnung gesucht werden muss. Die Kombination aus Schlagtechnik und aktiviertem Schrämen bietet demnach Potential für ein Gewinnungssystem mit geringen Reaktionskräften und hoher Flexibilität. Laut Kuhnert (70) und Paschedag (42) ist hier mit einer höheren

Gewinnungsleistung gegenüber einer schwingenden Lösetechnik zu rechnen. Es muss jedoch versucht werden, mit jedem Schlag so viel Material zu lösen, dass die Umsetzbewegung des Werkzeuges ohne Kontakt zum Gestein erfolgt! Dieser Vorgang wird hier als „reines Schlagen“ interpretiert. Die gleichmäßige Grundbewegung der Aktivierung sorgt lediglich für eine systematische Bearbeitung der Gesteinsoberfläche und gewährleistet bei jedem Schlag den Kontakt zu einer neuen Oberfläche.

## 2.2 Konventionen am Meißel

Zur Beschreibung des Zerspanungsprozesses werden Bezeichnungen der Literatur (71) auf die hier genutzte Prüfmaschine angewendet. Das Koordinatensystem für den Meißel ist ortsveränderlich. Seine Hauptbewegungsrichtung wird als x-Achse definiert. Sie verläuft normal zur Eingriffsebene. Die Meißelspitze bewegt sich bei parallelen Schnitten auf der Spanebene und wird bei vertiefenden Schnitten auf der Schnittebene verschoben. Die von der Meißelspitze abgefahrene Linie, wird als Schnittspur bezeichnet. Für gekrümmte Flächen ist die x-Achse als Tangente an die Schnittspur im Schnittpunkt aufzufassen (Abbildung 2-7). Diese Definition ist für alle Meißel gültig. Für den Abbau selbst wird optional ein zusätzliches, raumfestes Koordinatensystem gewählt, das durch Abbaulänge, -breite und -höhe aufgespannt wird.

x	Schnitttrichtung
x – y	Spanebene
y – z	Eingriffsebene
x – z	Schnittebene

$\vec{F}_{Sp}$	Spankraft
$\vec{F}_S$	Schnittkraft
$\vec{F}_A$	Andruckkraft
$\vec{F}_{Sei}$	Seitenkraft
$\vec{F}_{Sp} = \vec{F}_S + \vec{F}_A + \vec{F}_{Sei}$	

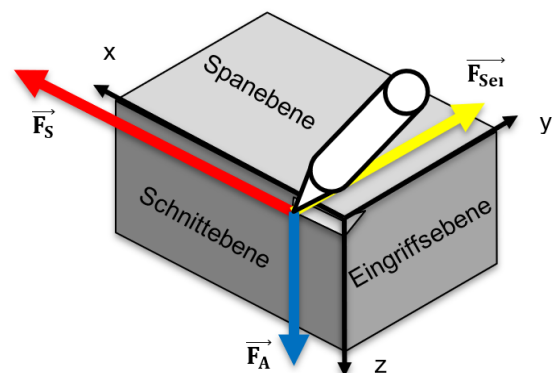


Abbildung 2-7: Definition der Ebenen und Kraftkomponenten beim Schneidvorgang

Das Koordinatensystem der Kräfte und das der Schneidprüfmaschine verlaufen parallel. Sie werden daher zusammengefasst. Dem Eindringen des Gewinnungswerkzeuges setzt das Gestein einen Widerstand entgegen, der durch die vektorielle Spankraft  $\vec{F}_{Sp}$  aufgebracht werden muss. Nach Mahnert (72) und parallel zum beschriebenen Koordinatensystem,

kann sie drei orthogonal zueinanderstehende Komponenten zerlegt werden. Die gewählte Farbgebung entspricht der in der Messsoftware (Abbildung 2-7). Die Schnittkraft  $\vec{F}_S$  wirkt in Schnittrichtung  $x$  und ist für die Antriebsleistung des Gewinnungsorgans maßgeblich. Zur Realisierung der Spantiefe  $\Delta z$  wird außerdem die Andruckkraft  $\vec{F}_A$  benötigt. Sie wirkt senkrecht zur Spanebene. Die Seitenkraft  $\vec{F}_{Sei}$  muss aufgebracht werden, um ein seitliches Abgleiten des Meißels aus der Schnittebene zu vermeiden.

Die Form der Schneide von Rundschafftmeißeln wird maßgeblich durch den Keilwinkel  $\beta$  bestimmt. Er beschreibt den Öffnungswinkel des Schneidkeils. Mitunter ist die Meißelspitze verschieden stark abgerundet. In diesem Fall soll der Winkel an der Spitze repräsentativ sein. Die Neigung des Meißels bzgl. der Spanebene wird durch den Anstellwinkel  $\delta$  beschrieben. Er wird zwischen der Meißelachse und ihrer senkrechten Projektion auf die Spanebene bestimmt. Ausgehend von Keilwinkel und Anstellwinkel ergeben sich Freiwinkel  $\alpha$  und Spanwinkel  $\gamma$  als Differenzwinkel der Mantelkontur und ihrer senkrechten Projektion auf Spanebene bzw. Eingriffsebene.

#### Orientierung des Meißels

Anstellwinkel  $\delta$

#### Orientierung der Meißelschneide

Freiwinkel  $\alpha$

Keilwinkel  $\beta$

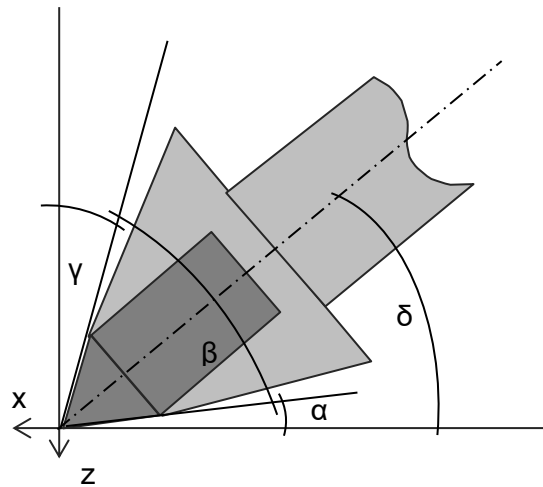
Spanwinkel  $\gamma$

#### Beziehungen der Winkel

$$90^\circ = \alpha + \beta + \gamma$$

$$\alpha = \delta - (\beta/2)$$

$$\gamma = 90^\circ - \delta - (\beta/2)$$

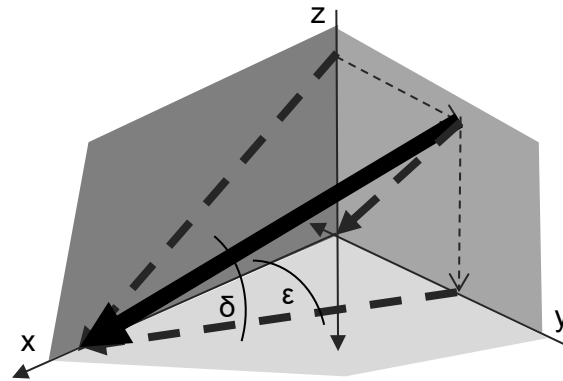


**Abbildung 2-8: Orientierung der Meißelschneide**

Eine Drehung des Meißels um die  $z$ -Achse, wird als Drehwinkel  $\varepsilon$  bezeichnet. Er entspricht dem Winkel zwischen der senkrechten Projektion der Meißelachse auf die Spanebene und der Schnittebene (Abbildung 2-9). Aufgrund des Drehwinkels kommt es zu einer Veränderung von Frei-, Keil- und Spanwinkel bezogen auf die Schnittrichtung.

Orientierung des Meißels im RaumAnstellwinkel ( $\delta$ )Drehwinkel ( $\epsilon$ )**Beachte:**

*Die Definition der Winkel kann von Autor zu Autor abweichen. Hier ist sie an die Kennzeichnungen der Sonderhobelmaschine angelehnt.*

**Abbildung 2-9: Orientierung des Meißels**

Die Anstellung des Meißels ist aus folgenden Gründen deutlich eingeschränkt. Die der Spanebene zugewandte Seite des Meißels heißt Freifläche. Sie steht teilweise in direktem Kontakt zum Gestein und ist für die Andruckkraft verantwortlich. Je größer die Kontaktfläche, desto größer ist auch die benötigte Andruckkraft, um die vorgegebene Spantiefe einzuhalten. Durch die Reibung am Gestein erfolgt eine Abnutzung der Schneide und somit eine Vergrößerung der Kontaktfläche. Zwischen der Freifläche und der Spanebene, wird der Freiwinkel aufgespannt. Große Freiwinkel sorgen für langsam wachsende Verschleißmarken und Andruckkräfte. Für größer werdende Winkel, wächst aber die Gefahr des Meißelbruchs. Nach Bourne (73) liegt das aus diesen Funktionen resultierende Optimum des Freiwinkels für Salzgesteine bei ca.  $10^\circ$ .

Wilhelm (30) erkannte eine lineare Abhängigkeit des Spanwinkels von der spezifischen Schnittkraft. Für wachsende Spanwinkel nimmt demnach die spezifische Schnittkraft ab, weswegen der Spanwinkel möglichst groß gewählt werden sollte. Diese Zunahme darf aber nicht zur Verkleinerung des Keilwinkels  $\beta$  führen, da das Risiko des Meißelbruchs steigt. Um dem entgegenzuwirken, wird der Freiwinkel verringert. In der Praxis führt das zu dem etwas unterhalb des Optimums liegenden Freiwinkel von  $5^\circ$  bis  $8^\circ$ , wie er von Fahning (74) beschrieben wird.

Der Drehwinkel  $\epsilon$  soll eine günstigere Belastung des Meißels ermöglichen und unterstützt dessen Rotation um seine eigene Achse. Er vergleichmäßigt somit den Verschleiß. Mit wachsendem Drehwinkel wird es jedoch immer schwieriger, bei einem günstigen effektiven Spanwinkel  $\gamma'$  einen großen Keilwinkel  $\beta$  zu verwenden.

Für den Fall eines gleichmäßig verschleißenden Rundschaffmeißels, erfolgt während der Nutzung eine Verkleinerung des Freiwinkels  $\alpha$  bis auf null. Entsprechend lässt sich (F.1) vereinfachen zu (F.2).

$$\alpha = \delta - (\beta/2) \quad (\text{F.1})$$

$$\beta = 2 * \delta \quad \text{wenn } \alpha = 0 \quad (\text{F.2})$$

Der Keilwinkel nimmt also den doppelten Anstellwinkel  $\delta$  an. Daraus ist zu schlussfolgern, dass der Spanwinkel größer als Null bleibt, wenn der Anstellwinkel kleiner als  $45^\circ$  ist. Experimente, die mit neuen Meißeln und optimalem Freiwinkel durchgeführt werden, zeigen daher nur Tendenzen an bzw. müssen sie für eine Leistungsprognose entsprechend der Verschleißstufe umgerechnet werden (75). Eine derartige Umrechnung findet hier nicht statt.

Als Grundlage für die Optimierung des Spanprozesses oder für Vergleiche zwischen unterschiedlichen Gewinnungswerkzeugen, -parametern oder -organen gilt die spezifische Lösearbeit  $w_L$ . Sie kennzeichnet das System Gewinnungswerkzeug-Gestein und gibt die Arbeit wieder, die unter den gegebenen Bedingungen, zum Lösen eines definierten Volumens an Gestein nötig ist. Zur Ermittlung des Wertes wird die Lösearbeit  $W_L$  durch das zugehörige Spanvolumen  $V_{Span}$  dividiert (F.3).

Die Lösearbeit wird durch Multiplikation der mittleren Schnittkraft  $\bar{F}_S$  und der dabei zurückgelegten Spanlänge  $l_{Span}$  bestimmt. Das Spanvolumen ergibt sich aus dem durchschnittlichen, normal zur Bewegungsrichtung verlaufenden Spanquerschnitt  $\bar{A}_{Span}$  und der Spanlänge. Werden die Gleichungen (F.4) und (F.5) in (F.3) eingesetzt und die Spanlänge gekürzt, kann die spezifische Schnittkraft  $f_S$  (F.6) berechnet werden, welche in Größe und Einheit mit der spezifischen Lösearbeit übereinstimmt. Diese Größe kann zu jedem Zeitpunkt bzw. an jedem Ort bestimmt werden. Aus dem Produkt der spezifischen Lösearbeit und dem Gesamtwirkungsgrad der Energieübertragung wird die spezifische Energie der Maschine berechnet, die zur Gewinnung des Gesteins notwendig ist (F.7).

$$w_L = \frac{W_L}{V_{Span}} \quad (\text{F.3})$$

$$W_L = \bar{F}_S * l_{Span} \quad (\text{F.4})$$

$$V_{Span} = \bar{A}_{Span} * l_{Span} \quad (\text{F.5})$$

$$\frac{\bar{F}_S * l_{Span}}{\bar{A}_{Span} * l_{Span}} = \frac{\bar{F}_S}{\bar{A}_{Span}} = f_S \quad (\text{F.6})$$

$$w_L * \eta_{Ges} = E_{spez} \quad (\text{F.7})$$

## 2.3 Modellbildung eines rotierenden Gewinnungsorgans

Die schneidende Gewinnung mit Schrämmeißeln wird üblicherweise nicht in Gesteinen oberhalb von 100 MPa angewandt. Daher werden hier generelle Abhängigkeiten oder Ergebnisse von Untersuchungen an zumeist weniger festen Gesteinen dargestellt. Die im Folgenden erklärten Zusammenhänge wurden, teilweise abweichend zu den Quellen, mit einheitlichen Formelzeichen versehen.

### 2.3.1 Berechnung der Gewinnungsleistung eines rotierenden Schneidkopfes

Die Berechnung der Gewinnungsleistung eines rotierenden Schneidkopfes wurde unter anderem von Gehring (76), Ehler (77) und Mattis et. al. (78) beschrieben. Die momentane Gewinnungsleistung  $Q$  eines walzenförmigen Schneidkopfes (F.8) ist bestimmt durch die geschnittene Breite  $b$  und Höhe  $h$ , sowie die translatorische Geschwindigkeit  $v_1$  des Schneidkopfes in Normalenrichtung zu dieser Fläche.

$$Q = b h v_1 \quad (\text{F.8})$$

Der Spanprozess erfolgt entlang der Bogenlänge  $l_{\text{Spur}}$ . Steht der Schneidkopf mindestens mit seiner unteren Hälfte im Eingriff, kann die geschnittene Höhe aus der Summe von Radius und dem Sinus des verbleibenden Umschlingungswinkels  $\gamma_1$  berechnet werden.

$$h = r + a = r(1 + \sin \gamma_1) \quad (\text{F.9})$$

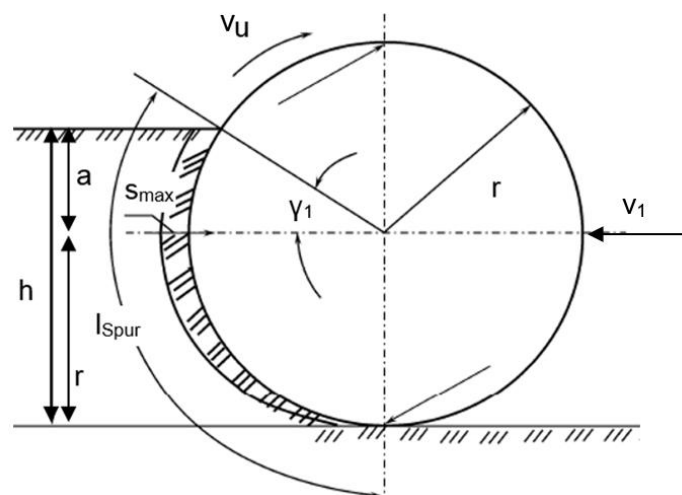


Abbildung 2-10: Schema des Schneidkopfes bei der Gewinnung (78)



Die zulässige translatorische Geschwindigkeit  $v_1$  wird durch Multiplikation der maximalen Spantiefe pro Umdrehung  $s_{max,ges}$  mit der Drehzahl  $n$  bestimmt (F.10). Wenn nötig, ist die Drehzahl wiederum aus der Umfangsgeschwindigkeit  $v_U$  und dem Umfang  $2\pi r$  bestimmbar. Die maximale gesamte Spantiefe pro Umdrehung  $s_{max,ges}$  wird durch die maximale Spantiefe eines Meißels  $s_{max,i}$  und durch die Anzahl der Meißel  $n_M$  in einer Spur (F.11) bestimmt.

$$v_1 = s_{max,ges} * n = s_{max,ges} \frac{v_U}{2\pi r} \quad (F.10)$$

$$s_{max,ges} = s_{max,i} * n_M \quad (F.11)$$

Die Formeln (F.8) bis (F.11) können wie folgt zusammengefasst werden.

$$Q = bh \frac{v_U s_{max,ges}}{D\pi} = b h n s_{max,i} n_M \quad (F.12)$$

Befindet sich der Schneidkopf zu weniger als 90° Umschlingungswinkel im Eingriff, ist die tatsächliche maximale Spantiefe  $h^*$  über Winkelbeziehungen zu ermitteln.

Der rein geometrischen Berechnung steht die Berechnung der notwendigen Kräfte bzw. Momente und Leistungen gegenüber. Diese entscheiden darüber, ob eine angestrebte Gewinnungsleistung erreicht werden kann.

### 2.3.2 Prognose von Spankräften

Verschiedene Autoren haben Vorschläge unterbreitet, wie Schnittkraft und Andruckkraft vorauszubestimmen seien. Einerseits wurde die Bestimmung aus den geomechanischen Eigenschaften und mathematischen Modellen versucht. So bezieht sich Drüppel (79) auf die Berechnung der maximalen Schnittkraft nach Evans (80) (F.13). Darin sind die Zugfestigkeit  $\sigma_Z$ , die Einschnitttiefe  $d_i$  in Abhängigkeit des Spanmoduls, der Keilwinkel des Meißels  $\beta$  und die Druckfestigkeit  $\sigma_D$  zu berücksichtigen. Die Formel beinhaltet somit zahlreiche Faktoren, die in Summe aufwendig zu bestimmen sind und jeweils einer Schwankung unterliegen.

$$F_{Si} = \frac{16 \sigma_Z^2 * d_i^2}{\cos(\beta / 2) * \sigma_D} \quad (F.13)$$

Evans (81) gibt an, dass die Formel nicht der Bestimmung der tatsächlichen Kräfte dient, aber ihre Größenordnung plausibel sein kann. Kuidong et. al. (82) stellen aufbauend auf

Evans Theorie ihr eigenes Modell vor und berichten über weitere Anpassungen von Roxborough und Liu (83) bzw. von Goktan (84). Auch numerische Methoden (85) (86) (87) wurden für die Prognose genutzt, finden aber keine breite Anwendung.

Die Berechnung kann andererseits aus empirischen Zusammenhängen abgeleitet werden. So formulierte Bilgin (88) auf der Grundlage von Versuchen die Abhängigkeiten zwischen dem Schneiden mit Rundschafftmeißeln gegenüber Druckfestigkeit, Zugfestigkeit, E-Modul und Sprödigkeit. Weiterhin untersuchte Tyriaki (89) mehrere lineare und nicht-lineare Ansätze zur Regressionsrechnung, Regressionsbaum-Modelle und neurale Netzwerke auf ihre Fähigkeiten zur Prognose der Schnittkraft. Alternativ kann die Schnittkraft an speziellen Forschungseinrichtungen direkt bestimmt werden. Hierfür sind unter anderem Versuchsstände in Freiberg (Deutschland) (90), Zeltweg (Österreich) (38), Istanbul (Türkei) (88), Seoul (Korea) (87), Clayton South (Australien) (29) und in Morgantown (USA) (91) bekannt. Einige auf solche Weise bestimmte Abhängigkeiten werden hier vorgestellt.

Der einzelne Span kann verschiedene Grade der Blockierung besitzen. Diese wirken sich auch auf die entstehenden Spankräfte aus. Bei vollblockierten Schnitten kommt es nach Meinung vieler Autoren zu einem linearen Anstieg der mittleren Schnittkraft  $\bar{F}_S$  mit der Spantiefe  $s$  (74) (92) (93) (94) (95). Der Proportionalitätsfaktor  $k_1$  wird durch das jeweilige Gestein bestimmt.

$$\bar{F}_S = k_1 s \quad (\text{F.14})$$

Alternativ wird die mittlere Schnittkraft in der Literatur aber auch als Potenzfunktion des Spanquerschnittes mit dem Proportionalitätsfaktor  $k_2$  ausgedrückt (28). Wird angenommen, dass die Querschnittsfläche  $A_{span}$  eines Schnittes ein gleichschenkliges Dreieck bildet, dessen Öffnungswinkel sich im Spantiefsten dem der Schneide anpasst und weiterhin, dass dieser Winkel von der Spantiefe unabhängig ist, so ist die Fläche quadratisch proportional zur Spantiefe. Der Exponent  $k_3$  wäre 0,5 und entspräche einer Wurzelfunktion.

$$\bar{F}_S = k_2 A_{span}^{k_3} \quad (\text{F.15})$$

Untersuchungen zeigen, dass der Exponent  $k_3$  jedoch um diesen Wert schwankt, da der Ausbruch nicht vollständig den Annahmen entspricht. Er liegt bei Kupferschiefer laut Quitschau (96) bei 0,729. Kuhnert (28) zeigt eine Liste der Exponenten aus anderen Untersuchungen (Tabelle 2-2). Beim Vergleich von Kupferschiefer aus beiden Quellen wird deutlich, wie unsicher eine Prognose aufgrund der Exponenten eines „ähnlichen“ Gesteins sein könnten.

Tabelle 2-2: Exponenten verschiedener Gesteinsarten nach Kuhnert (28)

Gestein	Exponent $k_3$
Dolomitischer Schiefer	0,538
Kupferschiefer	0,346
Anhydrit	0,411...0,566
Sandstein	0,531
Hartsalz	0,670
Steinsalz	0,362
Steinkohle	0,632
Granit	0,362...0,324
Beton	0,303...0,462

Im Gegensatz zur Schnittkraft, ist die spezifische Lösearbeit  $w_L$  üblicherweise eine durchschnittliche Kennzahl über den Spanweg  $A_{Span}$ . Sie definiert die Arbeit die an einem Gesteinsvolumen verrichtet werden muss, um es aus dem Verband zu lösen. Für eine feinere Auflösung des Spanprozesses kann an jedem Punkt des Spanweges die spezifische Lösearbeit durch die spezifische Schnittkraft ersetzt werden (vgl. Kapitel 2.2). Die Kombination der Gleichungen (F.3) und (F.15) ergibt Gleichung (F.16) bzw. eine sinkende spezifische Lösearbeit mit zunehmendem Spanquerschnitt (28) und somit auch aufgrund einer zunehmenden Spantiefe.

$$w_L = \frac{F_S}{A_{Span}} = \frac{k_2 A_{Span}^{k_3}}{A_{Span}} = k_2 A_{Span}^{(k_3-1)} \quad (\text{F.16})$$

Der Grund dafür ist, dass sich mit zunehmender Spantiefe größere Bruchstücke ergeben und im Verhältnis zum Volumen, weniger neue Bruchfläche erzeugt bzw. weniger Arbeit in die Zerkleinerung des Materials investiert wird (28). Ziel sollte also eine maximale Spantiefe sein, die mit fester werdenden Gesteinen jedoch immer früher erreicht wird. Neben den Belastungen für die Maschine können auch die Scher- und Biegefestigkeit des Meißelschaftes oder des Hartmetallstifts für die Begrenzung verantwortlich sein. Einer übergreifenden Schätzung über verschiedene Veröffentlichungen ist für Gesteine im Bereich von 100 MPa...300 MPa mit einer spezifischen Energie von 40 MJ/m<sup>3</sup>...180 MJ/m<sup>3</sup> für das Schrämen zu rechnen (28 S. 96). Dabei bleibt ungeklärt, ob der Autor die sinkende realisierbare Spantiefe mit einbezogen hat. Vergleichend ist die spezifische Energie zur Zerspannung von Kohle zu nennen. Nach Bussmann (97) beträgt diese für sehr schwer zerspannbare Kohle maximal 5,1 MJ/m<sup>3</sup>.

Der Andruckkraft wird bei der Prognose der Schneidbarkeit häufig weniger Beachtung beigemessen, da sie die Gewinnungsleistung nicht direkt bestimmt und da bei neuen

Meißeln die Schnittkraft häufig die größere Kraftkomponente ist. Sie ist jedoch notwendig, um den Meißel in die gewünschte Spantiefe zu bringen oder ihn dort zu halten. Eine mangelnde Andruckkraft führt unweigerlich zu einem insgesamt schlechten Spanprozess. Bei positivem Freiwinkel steigt sie degressiv mit der zunehmenden Eindringtiefe (75) (93). Die Andruckkraft ist neben der Gesteinsfestigkeit maßgeblich von der Größe der Kontaktfläche mit der Spanebene und von der Form der Meißelspitze abhängig. Diese werden wiederum maßgeblich durch den Verschleiß beeinflusst. Bei allseitigem Verschleiß des Rundschafftmeißels aufgrund gleichmäßiger Rotation, wird sich der Keilwinkel des Meißels, dem doppelten des Anstellwinkels annähern (F.2). Genau in diesem Zustand wird sich die Meißelspitze den längsten Anteil ihrer Betriebszeit befinden. Sollen Versuchsergebnisse aus einem Schneidlabor zur Prognose der Gewinnungsleistung direkt übertragen werden, sind daher Schneidtests ohne Freiwinkel auszuführen. Die Andruckkraft steigt durch den Verschleiß mit der Zeit an. Innerhalb von Voronas Versuchen (75) stieg sie auf ca. 300% gegenüber dem Neuzustand an. Der Zuwachs war größer als bei der Schnittkraft, so dass ab einem bestimmten Verschleißzustand die Andruckkraft überwog. Li (29) gibt ebenfalls an, dass sich die notwendige Andruckkraft der Meißel in seinen Tests mit Spitzen aus Wolframcarbid verdreifachte. Der geringere Verschleiß an TDSC Spitzen, führte nach gleicher Nutzungsdauer lediglich zu einer Verdopplung, wobei die stark abgerundeten Meißel schon im Neuzustand höhere Kräfte hervorriefen.

Die Abhängigkeit von Schnittkraft und Andruckkraft bedingen eine Bevorzugung größerer Spantiefen gegenüber breiteren Spänen (98).

Die genannten Berechnungsverfahren sind nicht in der Lage, die Spankräfte zuverlässig zu prognostizieren. Aufgrund der Ähnlichkeit der Vorgänge auf Schneidprüfständen und in der Realität scheinen direkte Schneidversuche dagegen vielversprechend. Für eine exakte Prognose müssen jedoch weitere Abhängigkeiten bereits in den Versuchen berücksichtigt werden. Dazu zählen unter anderem der Verschleißzustand des Meißels, die Blockierung des Spans und die Meißelorientierung. Insbesondere ist aber auch der dynamische Prozess, aufbauend auf der Schnittgeschwindigkeit, dem Bruchverhalten des Gesteins und dem Schwing- bzw. Dämpfungsverhalten der Maschine zu beachten.

### **2.3.3 Spurabstand zweier Schnitte**

Bei parallel arbeitenden Werkzeugen gibt es in Abhängigkeit von Spantiefe und ihrem Abstand zueinander die Möglichkeit, dass die dazwischenliegende Rippe mit ausgebrochen wird. Kuhnert (28) fasst dazu wie folgt zusammen: „Bei gegebener Spantiefe gibt es genau einen Schnittlinienabstand [Spurabstand], bei dem die spezifische Energie minimal wird.

Mit zunehmender Spanstärke und –breite vergrößert sich der optimale Spurabstand bei sinkendem Energieminimum. Werden die jeweiligen Energieminima verschiedener Spantiefen gegen den logarithmischen Spanabstand aufgetragen, so lassen sie sich durch eine Gerade verbinden.“ Aufgrund der Ähnlichkeiten zwischen Spankonfigurationen mit dem gleichen Verhältnis von Spurabstand zu Spantiefe, wurde für dieses Verhältnis der Spanmodul  $\kappa$  eingeführt. Im Kalisalz ermittelten Langlotz (99) und Fahning (74) in Abhängigkeit der Spantiefe von 0,5 cm...2,5 cm Spanmodule von etwa 4...2. Mit wachsender Spantiefe ist also mit einem abnehmenden optimalen Spanmodul zu rechnen.

Bleiben Rippen infolge zu großer Schnittlinienabstände stehen, so ist in den darauffolgenden Schnitten mit einer höheren Blockierung des Gesteins zu rechnen und die Kräfte steigen. Insbesondere kann es bei mehrfach vertiefenden Schnitten dazu kommen, dass sich die Meißel, ähnlich einem Sägeblatt, sehr tief in das Gestein einarbeiten ohne den dazwischen liegenden Bereich auszubrechen. Infolgedessen kann es zum Kontakt von Meißelhalterung und Gestein kommen.

Die Bestimmung des optimalen Spurabstandes ist vor allem bei rotierenden Schneidköpfen problematisch, da sich bei gleichem Abstand der Meißel die Spantiefe in Abhängigkeit des Drehwinkels ändert. Hier ist es notwendig mit einer „mittleren“ Spantiefe zu arbeiten, die je nach Zielstellung definiert wird. So würde z.B. für kurze Schnittlinienabstände eine eher glatte Oberfläche entstehen, wie sie im Straßenbau verlangt wird. Ehler (77) beschreibt, wie sich das vertiefende Schneiden auf die Ausbildung der Rippen auswirkt. Er kommt zu der Erkenntnis, dass es im kontinuierlichen Prozess bzw. nach der mehrfachen Rotation des Gewinnungsorgans deutlich geringere Rippen gibt als nach dem Abtragen der ersten Spanebene.

#### **2.3.4 Berechnung der Haltekräfte an einem rotierenden Schneidkopf**

Allen Gewinnungsmaschinen ist gemeinsam, dass sie mit Hilfe von Werkzeugen am Gestein Zerstörungsarbeit verrichten, um es aus dem Verband zu lösen. Die Werkzeuge werden über einen Schneidkopf zu einer Funktionseinheit zusammengefasst und mit dem Antriebsstrang verbunden. Der Schneidkopf kann als eine Kombination von einzeln arbeitenden Werkzeugen betrachtet werden, die jeweils eine definierte Gesteinspartie lösen müssen. Die Gesamtreaktion ergibt sich also aus der Summe der aktuellen Reaktionen an den Werkzeugen und der Dynamik des Prozesses. Die Reaktionskraft am einzelnen Werkzeug wird durch dessen Beschaffenheit, das Gestein und durch die Art der Krafteinleitung bestimmt.

Wird ein rotierender Schneidkopf radial verschoben, bilden sich sichelförmige Späne (Abbildung 2-11). Jeder eindringende Meißel  $i$  muss dazu einen definierten Kraftvektor (Spankraft  $\vec{F}_{Sp,i}$ ) aufbringen. Der Kraftvektor wird in drei orthogonal zueinanderstehende Komponenten zerlegt. Die tangentielle Komponente wird durch die Schnittkraft  $F_S$ , die radial wirkende Komponente durch die Andruckkraft  $F_A$  und die Axialkomponente durch die Seitenkraft  $F_{Sei}$  erzeugt.

In Anlehnung an Kunze, et. al. (100) lässt sich die Gesamtschnittkraft  $F_{S,Ges}$  des Schneidkopfes zu jedem Zeitpunkt aus der Summe aller einzelnen Schnittkräfte der Meißel berechnen (F.17). Mit dem Radius  $r$  multipliziert, ergibt sich daraus das notwendige Drehmoment  $M$ . Durch Multiplikation von Drehmoment und Winkelgeschwindigkeit  $\omega$ , kann gemäß (F.18) die Spanleistung des Schneidkopfes  $P_{Ges}$  bestimmt werden. Die notwendige Kraft für die Führung des Schneidkopfes wird hier in die Komponenten  $F_{x,Ges}$  und  $F_{z,Ges}$  gemäß den Gleichungen (F.19) und (F.20) zerlegt.

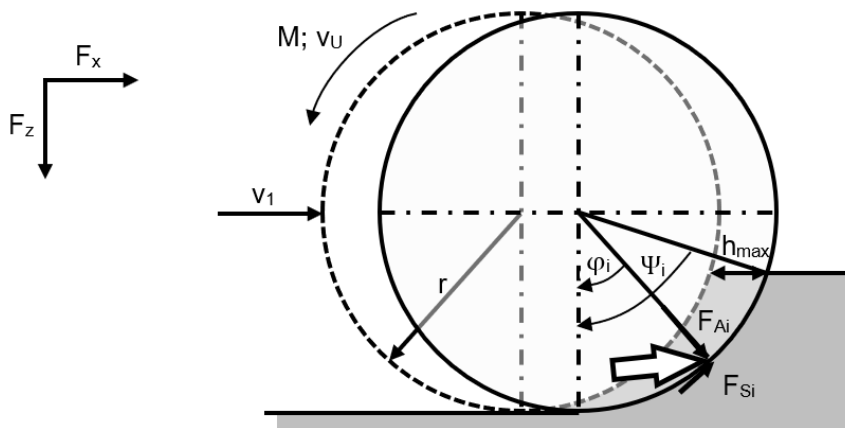


Abbildung 2-11: Schema des Schneidvorganges nach Kunze (100)

$$F_{S,Ges} = \sum_{i=1}^n F_{Si} \quad (\text{F.17})$$

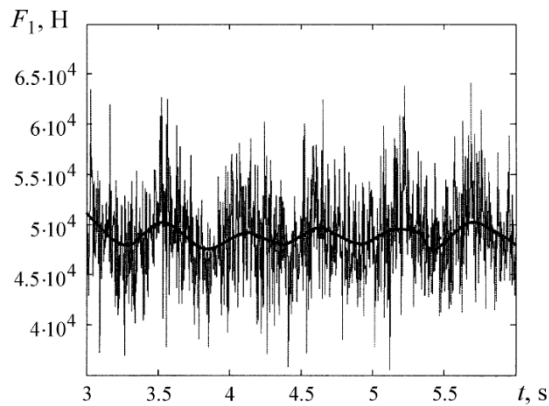
$$P_{Ges} = \omega * M_{Ges} = 2\pi n * F_{S,Ges} \quad (\text{F.18})$$

$$F_{x,Ges} = \sum_{i=1}^n F_{Ai} \sin \varphi_i + F_{Si} \cos \varphi_i \quad (\text{F.19})$$

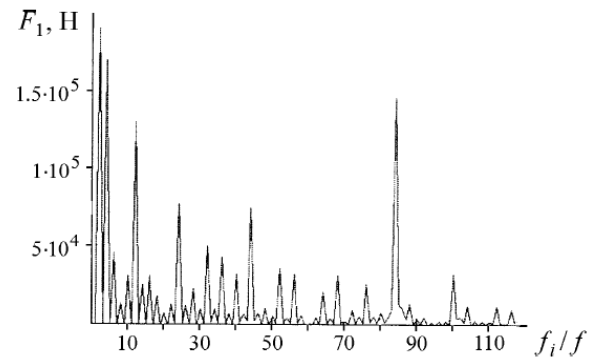
$$F_{z,Ges} = \sum_{i=1}^n F_{Ai} \cos \varphi_i - F_{Si} \sin \varphi_i \quad (\text{F.20})$$

Kunze et. al. (100) bzw. Goericke und Belikow (101) bilden mit ihren Modellen den zeitlichen Verlauf der Reaktionskräfte an einem rotierenden Schneidkopf ab. Maßgeblich ist die Abhängigkeit zwischen Spantiefe und resultierender Spankraft. Über eine Normalverteilung beziehen sie aber auch die Streuung der Kräfte um deren Erwartungswert ein. Im Anschluss wird die Summe aller von den Meißeln verursachten Kräfte zu jedem Zeitpunkt bestimmt. Durch eine Darstellung der Daten über die Zeit, ist es möglich dynamische Effekte und sogar zufällige Spitzenkräfte zu ermitteln. Anhand des Modells demonstrieren die Autoren

z.B. die aus einem unvollständigen Sichelschnitt hervorgerufene Schwankung der mittleren Schnittkraft aller Meißel und verschiedene harmonische Schwingungen, die sich zum Beispiel aus der Eingriffsfrequenz der Meißel (84Hz) ergeben.



**Abbildung 2-12: Simulierte Kraft-Zeit-Funktion am rotierenden Schneidkopf (100)**



**Abbildung 2-13: Frequenzanalyse simulierter Kraft-Zeit-Funktionen am rot. Schneidkopf (100)**

Das Modell kann also genutzt werden, um einerseits die optimale Verwendung einer im Einsatz befindlichen Maschine zu überwachen und gegebenenfalls anzupassen, andererseits aber auch um die Konstruktion der Maschine auf die Arbeitsbedingungen anzupassen.

## 2.4 Schlagendes und schlagend aktiviertes Lösen von Festgesteinen

In Festgesteinen mit einer einaxialen Druckfestigkeit von über 80 MPa verfügt das schlagende Bohren über deutliche Vorteile gegenüber dem drehenden Bohren. So sind Löseleistung und Standzeit des Werkzeuges im ersten Fall höher. Gleiches wird im Festgestein von der maschinellen Gewinnung mittels Schlägen erwartet. Innerhalb der Schlagbohrtechnik wurden zahlreiche Abhängigkeiten der Schlagaufprägung studiert. Die Verhältnisse im Bohrlochtiefsten weichen jedoch entscheidend von denen am Stoß ab. In letzterem Fall besteht, aufgrund der geringeren Blockierung des Gesteins, die Möglichkeit verschiedener Angriffswinkel der Meißel und entsprechender Ausbruchsrichtungen des Gesteins. Daher müssen die Grundlagen der Schlagbohrtechnik hier erweitert werden.

### 2.4.1 Die Erzeugung von Kräften durch Schläge

Durch den Zusammenstoß zweier Körper lassen sich relativ einfach, hohe Kräfte erzeugen. Diese erlauben das Lösen sehr fester Gesteine oder das Erreichen großer Spantiefen. Die durch einen Schlag in das System eingetragene kinetische Energie  $E_{kin}$  des schlagenden Massestücks – häufig als Einzelschlagenergie bezeichnet - wird über dessen Masse  $m$  und seine Geschwindigkeit  $v_1$  beschrieben (F.21). Bei gegebener Masse und erforderlicher Energie kann auch die notwendige Geschwindigkeit berechnet werden (F.22).

$$E_{Schlag} = E_{kin} = \frac{m}{2} v_1^2 \quad (\text{F.21})$$

$$v_1 = \sqrt{\frac{2E_{kin}}{m}} \quad (\text{F.22})$$

Erst beim Zusammenstoß mit dem zweiten Massestück entsteht eine Kraftamplitude, die von weiteren Eigenschaften der Stoßpartner; insbesondere von deren Impedanz abhängt. Die Impedanz ist ein Maß für den Widerstand eines Körpers gegen die Ausbreitung einer Welle. Unter der Annahme eines zylindrischen Körpers ist dessen Impedanz  $I_1$  aus seiner Querschnittsfläche an der Kontaktstelle  $A_1$ , seiner Dichte  $\rho_1$  und seinem E-Modul  $E_1$  zu berechnen (F.23). Die Schallgeschwindigkeit  $c_0$  lässt sich aus dem Elastizitätsmodul  $E_1$  und der Dichte  $\rho_1$  des Werkstoffs bestimmen (F.24).

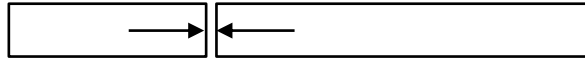
$$I_1 = \sqrt{\rho_1 E_1} * A_1 = \rho_1 c_{01} A_1 \quad (\text{F.23})$$



$$c_0 = \sqrt{\frac{E_1}{\rho_1}} \quad (\text{F.24})$$

Treffen zwei zylindrische Körper axial aufeinander, kann die dabei entstehende initiale Kraft  $F_i$  durch die Impedanzen  $I_1$  und  $I_2$ , sowie die Differenzgeschwindigkeit der Körper  $v_0$  bestimmt werden (F.25). Die Geschwindigkeiten der Körper werden in Pfeilrichtung als positiv definiert (F.26). Die Herleitung nach Dutta (102) ist Anhang B zu entnehmen. Die initiale Kraft beim Stoß ist physikalisch bedingt, auf beiden Seiten immer gleich groß. Die Spannung ist dagegen querschnittsabhängig.

$$F_{i,1} = F_{i,2} = \frac{I_1 I_2}{I_1 + I_2} v_0 = F_i \quad (\text{F.25})$$



$$v_0 = v_1 + v_2 \quad (\text{F.26})$$

Die Dauer des Kraftstoßes  $\Delta t$  ist von der Länge des kürzeren Stoßpartners abhängig. Beim idealisierten Aufprall eines Schlagkolbens auf einen Bohrstrang, treffen plane Flächen mit gleichem Querschnitt und Material aufeinander. Hier endet die Impulsübertragung sobald die erste Welle den Schlagkolben vorwärts und rückwärts durchlaufen und die Kontaktstelle wieder vollständig erreicht hat. Aufgrund dieser Tatsache ist bei Bohrgestängen die Dauer der Impulsübertragung theoretisch gleich der doppelten Länge des Schlagkolbens  $l_1$ , geteilt durch die Schallgeschwindigkeit  $c_0$  im Material (F.27).

$$\Delta t = \frac{2l_1}{c_0} \quad (\text{F.27})$$

Während sich die Stoßwellen mit der doppelten Länge des schlagenden Massestücks und Schallgeschwindigkeit durch die Körper bewegen, erfolgt eine deutlich langsamere Verschiebung der Teilchen über eine kürzere Distanz. Die wirkende Kraft  $F_i$  erzeugt eine Deformation  $\Delta l$ , welche als Wellenenergie  $E_W$  des Stoßes durch die Körper läuft (F.28). Die Deformation setzt sich aus der Stauchung  $\varepsilon_S$  über die Länge des Kraftstoßes  $l_0$  zusammen (F.29). Nach dem hookeschen Gesetz ergibt sich die Stauchung aus der vorhandenen Initialkraft  $F_i$  bezogen auf das Produkt aus E-Modul  $E_2$  und Querschnittsfläche  $A_2$  des gestoßenen Körpers. Die von der Stauchung beeinflusste Länge entspricht der Impulslänge und somit der doppelten Länge der schlagenden Masse  $l_1$ .

$$E_W = F * s = F_i * \Delta l \quad (\text{F.28})$$

$$\Delta l = \varepsilon_S * l_0 = \frac{F_i}{E_2 * A_2} * 2l_1 \quad (\text{F.29})$$

Durch den Stoß werden die Teilchen der Körper von der Kontaktstelle abgestoßen. Die Geschwindigkeiten der Teilchen  $v_{T1}$  (F.30) und  $v_{T2}$  (F.31) sind den ursprünglichen Geschwindigkeiten der Körper überlagert und führen zu folgenden Wirkungen:

- Die **stoßende Masse** wird um die Teilchengeschwindigkeit gebremst, während sich die Welle vom Stoß entfernt. Trifft die Welle im Umkehrpunkt auf ein freies Ende, wirkt dort keine Kraft, die Auslenkung verdoppelt sich jedoch. Eine Zugwelle wird reflektiert, so dass die Welle auf dem Weg zur Stoßstelle erneut die schlagende Masse um die Teilchengeschwindigkeit bremst.
- Während sich die Welle vom Stoß entfernt, erhöht sich die Geschwindigkeit der **gestoßenen Masse** zunächst lokal um die Teilchengeschwindigkeit  $v_{T2}$ . Trifft die Welle im Umkehrpunkt auf ein loses Ende, wird auch hier die Auslenkung verdoppelt und eine Zugwelle reflektiert. Diese erhöht die Geschwindigkeit der gestoßenen Masse erneut um die Teilchengeschwindigkeit.
- Am festen Ende verdoppeln sich die Kräfte kurzzeitig, um die Welle mit gleichem Vorzeichen und gleicher Amplitude zu reflektieren. Das bedeutet, dass bei der Bewegung vom Stoß weg, die Teilchen in eine Richtung verschoben werden, jedoch nach der Reflektion zurückverschoben werden und somit keine Gesamtbewegung des Massestücks stattfindet.



$$v_{T1} = \frac{I_2}{I_1 + I_2} v_0 \quad (\text{F.30})$$

$$v_{T2} = v_0 - v_{T1} = \frac{I_1}{I_1 + I_2} v_0 \quad (\text{F.31})$$

Folgende Konstellationen der Massestücke sind hervorzuheben:

- Besitzen beide Partner die gleiche Impedanz aufgrund gleichen Materials und Querschnittes, ergibt sich die Kraft  $F_{i;1} = 2$  (F.32). Die zugehörige Teilchengeschwindigkeit im stoßenden Körper  $v_{T1;1=2}$  ist gleich mit der im gestoßenen Körper (F.33). Bei losen Enden wird durch den Stoß das Ende von Körper 1 auf Geschwindigkeit  $v_2$  und das Ende von Körper 2 auf Geschwindigkeit  $v_1$  beschleunigt.
- Trifft eine stoßende Masse auf einen Körper mit sehr viel größerer Impedanz, ergeben sich die Kraft  $F_{i;2 \rightarrow \infty}$  und die Teilchengeschwindigkeit in der schlagenden Masse mit

doppelt so hohen Beträgen wie bei gleichen Impedanzen (F.34)(F.35). Die stoßende Masse prallt hier, mit ihrer Ausgangsgeschwindigkeit, von der gestoßenen Masse ab.

- Besitzt die stoßende Masse eine sehr große Impedanz, so ergibt sich die Initialkraft aus der Impedanz des gestoßenen Körpers und der Auftreffgeschwindigkeit. Die stoßende Masse erfährt quasi keine bremsende Teilchengeschwindigkeit und setzt ihre Bewegung ungehindert fort (F.36)(F.37). Die Teilchen der gestoßenen Masse werden auf  $v_0$  beschleunigt.

$$F_{i;1=2} = \frac{I^2}{2I} v_0 = \frac{1}{2} I v_0 \quad (\text{F.32})$$

$$v_{T1;1=2} = \frac{I}{2I} v_0 = \frac{1}{2} v_0 \quad (\text{F.33})$$

$$F_{i;2 \rightarrow \infty} = \frac{I_1 * \infty}{I_1 + \infty} v_0 = I_1 v_0 \quad (\text{F.34})$$

$$v_{T1;2 \rightarrow \infty} = \frac{\infty}{I_1 + \infty} v_0 = v_0 \quad (\text{F.35})$$

$$F_{i;1 \rightarrow \infty} = \frac{\infty * I_2}{\infty + I_2} v_0 = I_2 v_0 \quad (\text{F.36})$$

$$v_{T1;1 \rightarrow \infty} = \frac{I_2}{\infty + I_2} v_0 = 0 \quad (\text{F.37})$$

Die bisher beschriebenen Kräfte und Bewegungen sind nicht auf die Wirkung des Gesteins, sondern ausschließlich auf den Stoß der Körper zurückzuführen. Sie sind durch die elastische Deformation des Stahls, ähnlich einer Feder, gespeichert. Erst die sich ausbreitende Welle sorgt für eine Übertragung dieser Spannung z.B. über ein Bohrgestänge auf das Gestein. Das Gestein kann seinerseits eine gewisse Deformation elastisch aufnehmen und verhält sich hierbei ebenfalls wie eine Feder. Wird die maximale elastische Spannung im Gestein überschritten, so setzt ein Bruch ein, der zur Bildung von neuer Oberfläche führt. In diesem Bereich wirkt das Gestein wie ein Dämpfer. Mit zunehmendem Eindringweg wird die als Spannung im Gestänge gespeicherte Energie in Zerkleinerungsarbeit umgewandelt. Aufgrund der Eigenschaften des Gesteins wiederholt sich der Vorgang in ähnlicher Weise mit dem Eindringweg nach folgendem Schema: Zu Beginn der Penetration sind nur geringe Kontaktflächen von Meißel und Gestein vorhanden, so dass bei gegebener Kraft schnell die maximale elastische Spannung erreicht wird. Gestein bricht aus und die zuvor von ihm gespeicherte elastische Energie, wird z.B. zur Beschleunigung der Gesteinspartikel genutzt. Ein Teil des gebrochenen Materials bleibt in der Kontaktzone und bildet hier ein Polster welches zunehmend pulverisiert wird. Da der Meißel Aufgrund seiner Restenergie weiter in Richtung des Gesteins drängt, sorgt das Polster für eine Vergrößerung der Kontaktfläche. Demzufolge wird eine höhere Kraft notwendig, um die ertragbare elastische Spannung des Gesteins erneut zu überschreiten. Zum Ende des Eindringvorgangs bleibt ein Teil der Energie zwischen Meißel und Gestein in Form von elastischen Spannungen bestehen, die nicht zum Bruch führen. Keita (95) geht davon aus, dass der spezifische Energieaufwand mit wachsender Impulsgröße sinkt.

Trifft die Wellenergie auf eine Veränderung der Impedanz, wird die Welle teilweise reflektiert und teilweise transmittiert (durchgeleitet). Aus der Initialkraft entstehen die zugehörigen Kräfte  $F_r$  und  $F_t$ , die vom Stoß weglaufend, als positiv definiert werden (F.38)(F.39). Das Verhalten dieser Kräfte wurde von Dutta (102) bzw. Abou-Matar und Goble (103) untersucht. Im Folgenden sind beide Kräfte für die bereits genannten 3 Sonderfälle angegeben.

- Bei gleichen Impedanzen wird die Initialkraft vollständig übertragen.
- Steigt die Impedanz deutlich an, wird die Initialkraft vollständig reflektiert. Dazu muss eine doppelt so hohe Kraft transmittiert werden.
- Sinkt die Impedanz, z.B. wie am freien Ende, deutlich ab, kann keine Kraft übertragen werden. Die Initialkraft wird daher als Zugwelle mit gleichem Betrag reflektiert.

#### Grundgleichungen der Kräfte

$$F_r = \frac{I_2 - I_1}{I_2 + I_1} * F_i \quad (\text{F.38}) \quad F_t = \frac{2 I_2}{I_2 + I_1} * F_i \quad (\text{F.39})$$

$$\text{Fall 1: konstante Impedanz} \quad F_{r;1=2} = 0 \quad F_{t;1=2} = F_i$$

$$\text{Fall 2: Impedanz wird deutlich größer} \quad F_{r;2 \rightarrow \infty} = F_i \quad F_{t;2 \rightarrow \infty} = 2F_i$$

$$\text{Fall 3: Impedanz wird deutlich kleiner} \quad F_{r;1 \rightarrow \infty} = -F_i \quad F_{t;1 \rightarrow \infty} = 0$$

Die Teilchengeschwindigkeit ist spannungsabhängig. Sie verhält sich jeweils zur aktuellen Spannung, wie die Schallgeschwindigkeit zum E-Modul. Nach der Herleitung von Dutta (102) (vgl. Anhang C) können aber auch die Impedanzen genutzt werden (F.40)(F.41).

#### Grundgleichungen der Geschwindigkeit

$$v_r = \frac{I_2 - I_1}{I_2 + I_1} v_i \quad (\text{F.40}) \quad v_t = \frac{2 I_1}{I_2 + I_1} * v_i \quad (\text{F.41})$$

Die teilreflektierten Kräfte sind bei der Ausgestaltung von Schlagkolben oder günstigen Bohrgestängen von besonderer Bedeutung und sollten auch bei der Auslegung eines Schlagapparates berücksichtigt werden.

Auf Grundlage der Erläuterungen ist es effizienter, bei gleicher Einzelschlagenergie eine kleine schlagende Masse mit hoher Geschwindigkeit zu verwenden, als eine große Masse mit kleiner Geschwindigkeit. Im ersten Fall wird die höchste Verformung und somit die höchste Kraft erreicht. Kuhnert bestätigt das mit seinen Ergebnissen, indem eine von einem kurzen Schlagstück geschlagene Bohrstange deutlich tiefer in das Gestein eindringt als eine direkt auf das Gestein schlagende Bohrstange (70) mit gleicher Energie. Er kommt zu dem Resümee: "Mit der Fähigkeit eines Körpers in kurzer Zeit, hohe Kräfte zu übertragen, steigt sein Eindringvermögen."

### 2.4.2 Die schlagende Aktivierung von Schneidvorgängen

Das schlagende Lösen ist speziell bei sprödem Material vorteilhaft, da kleine Deformationen genügen, um das Gestein zu brechen. Erträgt das Gestein große Deformationen, ohne zu brechen, endet ein Eindringvorgang mit kurzem Eindringweg praktisch ohne Ergebnis, also ohne ein Bruchstück zu erzeugen. In diesem Fall ist schneidendes Lösen vorteilhaft. Anwendungs- und gesteinspezifisch kann mit Hilfe der Aktivierung die jeweils günstigste Konstellation zwischen diesen Extremen abgebildet werden. Dabei handelt es sich um ein komplexes Verfahren, mit zahlreichen Einflussgrößen.

Verhält sich das Gestein zumindest teilweise spröde, wird zunächst versucht mit einem Schlagimpuls in das Gestein einzudringen und Risse zu erzeugen. Die Risslänge geht unter anderem Eindringtiefe und somit auf die verfügbare Einzelschlagenergie  $E_{Schlag}$  bzw. den Schlagimpuls  $p$  zurück. Beide sind durch die Schlagkolbenmasse  $m_1$  und -geschwindigkeit  $v_1$  definiert und können mit folgenden Formeln beschrieben werden:

$$E_{Schlag} = \frac{1}{2} m_1 v_1^2 \quad (F.21)$$

$$p = m_1 v_1 \quad (F.42)$$

Für die Bearbeitung größerer Flächen müssen mehrere Schläge erfolgen. Um die statischen Reaktionskräfte dauerhaft zu minimieren, sollte die resultierende Risslänge aus der dynamischen Belastung größer sein, als sich der Meißel mit gleichförmiger Geschwindigkeit bis zur nächsten Aktivierung bewegt (42). Während eine minimale statische Reaktionskraft zwar angestrebt wird, sollten Schläge und der daraus resultierende Impuls aber immer gegen einen Widerstand im Gestein laufen. Maschinenteile werden so vor Leerschlägen und der sich daraus ergebenden Zugbelastung geschützt. Problematisch bei der Auslegung eines solchen Prozesses ist dabei das zufällige Verhalten des Gesteins, das für eine Streuung der realen Ergebnisse um die theoretischen Werte sorgt.

Die Aktivierung muss also, je nach Risslänge, in unterschiedlichen Abständen wiederholt werden, um das Werkzeuge günstig zu positionieren bzw. den Löseerfolg zu gewährleisten. Erfolgen Schläge mit konstanter Frequenz, ist die Schlagleistung  $P_{Schlag}$  das Produkt aus der Einzelschlagenergie und der Frequenz der Schläge  $f_{Schlag}$ . Ist keine einheitliche Frequenz bei der Aktivierung möglich, wird die Anzahl der Schläge über einen Zeitraum gemittelt und eine durchschnittliche Schlagleistung bestimmt.

$$P_{Schlag} = E_{Schlag} f_{Schlag} \quad (F.43)$$

Mattis, Labutin und Cheskidov (78) erweitern das aus Kapitel 2.3.1 bekannte Modell der Gewinnungsleistung zur Prognose eines aktivierten Krupp Surface Miner (KSM-2000RM) um den Wirkungsbereich der Schläge. Dieser gliedert<sup>2</sup> sich demnach in drei Phasen:

Durch den Schlag dringt das Werkzeug den Eindringweg  $l_E$  in das Gestein ein. Über Multiplikation mit dem Kosinus des Anstellwinkels  $\delta$  wird daraus die Spanlänge  $S_1$  berechnet (F.44). Anschließend spant das Werkzeug den vom Schlag aufgelockerten Bereich über die Spanlänge  $S_2$  quasistatisch. Am Ende von Phase 2 besitzt das Gestein seine ursprüngliche Festigkeit bzw. eine große Spantiefe und kann daher in Phase 3 nur mit sehr hoher Kraft gelöst werden. Nach ihren Angaben soll dieser Bereich daher entfallen.

$$S_1 = l_E \cos \delta \quad (\text{F.44})$$

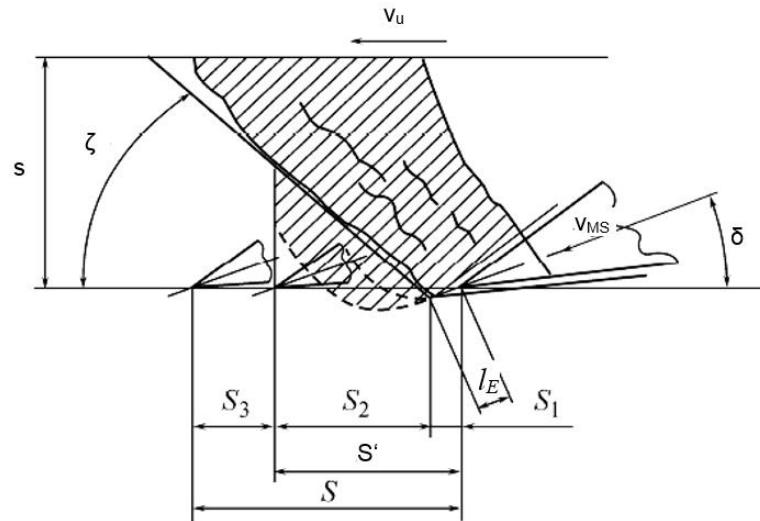


Abbildung 2-14: Schema des aktivierten Spanvorgangs nach Mattis et. al. (78)

Die Teilbeträge eines Aktivierungszyklus werden zur Spanlänge  $S'$  summiert (F.45). Ihre Multiplikation mit der Aktivierungsfrequenz ergibt die zulässige Rotationsgeschwindigkeit  $v_{u,max}$  des Spanvorgangs (F.46).

$$S' = S_1 + S_2 \quad (\text{F.45})$$

$$v_{u,max} = S' f_{\text{Schlag}} \quad (\text{F.46})$$

<sup>2</sup> Ein ähnlicher Ansatz wurde von Keita (94) zitiert, als er Bezug auf Fedulov (164) nimmt.

## 2.5 Prognosemöglichkeiten der Gewinnbarkeit

Prognosen zur Anwendbarkeit der maschinellen Gewinnung werden von einigen Autoren in einer Ja/Nein-Form getroffen. Andere liefern Größen zur Berechnung der Gewinnungsleistung auf Grundlage der jeweiligen Maschine bzw. des jeweiligen Einsatzes. Zur Entscheidung werden entweder mechanische Eigenschaften des Gesteins oder Kennwerte aus speziellen Prüfverfahren genutzt. Letztgenannte Verfahren sind häufig vereinfachte Abbilder der realen Vorgänge. Sie sind somit auf konkrete Verfahren abgestimmt.

### Prognose der Gewinnbarkeit aus der Druckfestigkeit

Eine Gegenüberstellung der Druckfestigkeit und der spezifischen Energie zur schneidenden Gewinnung am Beispiel eines Drehbohr- und eines Schrägmeißels von Barendsen (104) zeigt einen exponentiellen Anstieg der spezifischen Energie zum Lösen mit der Zunahme der Druckfestigkeit (Abbildung 2-15). Schrägmeißel benötigen insgesamt geringere Kräfte als solche zum Drehbohren. Dies sollte jedoch vor allem der unterschiedlichen Eindringtiefe geschuldet sein. Bemerkenswert ist, dass die Versuchsreihen bis deutlich über eine einaxiale Druckfestigkeit von 150 MPa reichen, obwohl hier beide Verfahren allgemein als nicht anwendbar angesehen werden. Auch Kunze und Petack (105) ist der exponentiell steigende Energiebedarf mit zunehmender Druckfestigkeit zu entnehmen. Laut ihren Ergebnissen steigt er zusätzlich mit zunehmender Zugfestigkeit des Gesteins an. Die Abbildungen zeigen zwar Ähnlichkeiten, gelten jedoch für unterschiedliche Experimente.

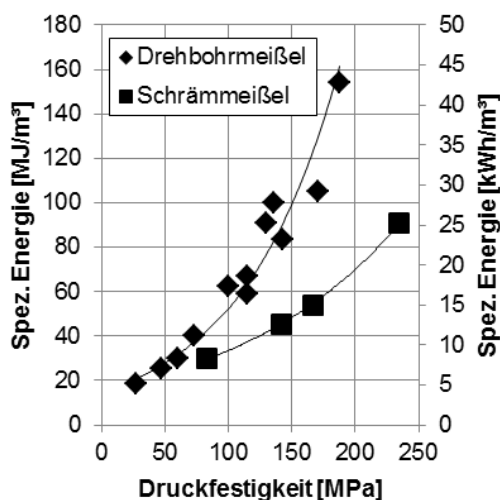


Abbildung 2-15: Spez. Energie in Abhängigkeit der Druckfestigkeit nach Barendsen (104) (angepasste Einheiten)

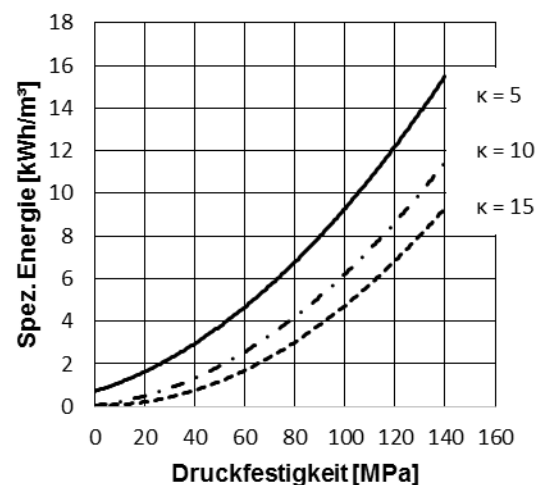


Abbildung 2-16: Spez. Energie beim spanenden Lösen mit Rundschäufelmeißeln nach Kunze und Petack (105)

Häufig werden Darstellungen gewählt, die direkt vom Kunden nutzbar sind. So z.B. die Anwendbarkeit von Continuous Surface Minern der Firma Wirtgen in Bezug zu verschiedenen Gesteinen und zur Druckfestigkeit (Abb. D-1). Es wird deutlich, dass die Druckfestigkeit zwar einen Bereich der Anwendungsgrenze vorgibt, je nach Gestein aber noch andere Einflüsse zu beachten sind. Auch Gehring (76) bestätigt in seiner Veröffentlichung über die Erfahrungen mit dem Voest Alpine Surface Miner VASM, dass es selbst bei kleinen Bandbreiten der Druckfestigkeiten zu deutlichen Unterschieden der Gewinnungsleistung kommen kann, was auf weitere Faktoren schließen lässt.

Mit Hilfe von vorkonfigurierten Maschinen, die in einer bestimmten Anwendung arbeiten, kann eine theoretisch resultierende Gewinnungsleistung berechnet werden, an der sich der Kunde orientiert (Abb. D-2). In der konkreten Abstimmung mit dem Kunden können dann Faktoren wie der Durchtrennungsgrad berücksichtigt werden. Wirtgen gibt eine etwa linear steigende Gewinnungsleistung mit zunehmendem Klüftungsgrad an (106).

Wie oben beschrieben sinkt die Gewinnungsleistung z.B. bei gegebener Druckfestigkeit mit steigender Zugfestigkeit. Am Beispiel eines Krupp Surface Miner zeigt sich der Effekt unterschiedlicher Gesteine sehr deutlich (Abb. D-3). Eine erhöhte Lösearbeit könnte demzufolge theoretisch durch mehr Leistung kompensiert werden. Auch hier werden die Berechnungsgrundlagen nicht dargestellt. Es ist außerdem fraglich, wieso eine Kurve für „Steinkohle“ existiert, die bis an 120 MPa Druckfestigkeit heranreicht.

Krupp Fördertechnik verwendet von Beginn an einen komplexeren Ansatz zur Prüfung der Anwendbarkeit (Abb. D-4). Die Festigkeit des Gesteins wird durch die einaxiale Druckfestigkeit oder den Punktlast-Index einbezogen. Die beiden Werte werden mit eigenen Umrechnungsfaktoren direkt gegenübergestellt. Punktlast-Indices von 0,1; 1 und 10 MPa stehen Druckfestigkeiten von 1; 12,7 und 157 MPa gegenüber. Der Umrechnungsfaktor steigt also mit zunehmender Festigkeit, ist jedoch immer deutlich unter dem allgemeinen Umrechnungsfaktor aus DIN EN 1926-2006. Zusätzlich wird der *RQD*, ein Wert für die Qualität des Gebirgsverbandes (bzw. auch „des Felses“), einbezogen. Er beschreibt die Schwächung des Felses als Funktion von immer kürzeren Kluftabständen. Abhängig von diesen Faktoren ist es nun möglich die typischen Einsatzfelder von Maschinen und ihre Anwendungsgrenzen zu erfassen. Das Einsatzschema zeigt klar, dass Krupp für die Gewinnung von Gesteinen über 100 MPa kein maschinelles Verfahren zur Verfügung steht. Insbesondere für Gesteine ohne nennenswerte Klüfte empfehlen sie ab einer Druckfestigkeit von 40 MPa das Sprengen. Über die erreichbare Gewinnungsleistung wird keine Aussage geliefert.

Ähnlich dem vorangegangenen Beispiel wird eine Kombination des Durchtrennungsgrades mit dem Punktlast-Index von Panagiotou (107) beschrieben. Er greift auf eine qualitative



Beschreibung zurück, anhand der er den Abbau durch Baggern, Reißen, Auflockerungsprengen oder Sprengen empfiehlt. Auch laut der Untersuchungen von Hennig (108) korrelieren Druckfestigkeit und Reißleistung nicht miteinander. Die scheinbar bei ihm zwischen Kluftzahl und Reißleistung bestehende Korrelation kann aufgrund der geringen Datenmenge jedoch von ihm nicht verifiziert bzw. nicht für eine Prognose genutzt werden.

Allgemein ist davon auszugehen, dass eine steigende Kluftzahl und kleinere Abstände zueinander sich vorteilhaft auf die Gewinnbarkeit auswirken und daher den Einsatzbereich der Gewinnungsmaschinen erweitern.

### Prognose der Gewinnbarkeit aus der Schallgeschwindigkeit

Atkinson veröffentlichte 1970 einen Überblick zur Anwendbarkeit verschiedener Gewinnungstechnologien im gewachsenen Boden (Abbildung 2-17). Die Darstellung gibt Anhaltspunkte, ob die Anwendung möglich ist oder nicht. Es lässt sich jedoch weder die spezifische Energie zur Gewinnung ableiten, noch kann eine Verbesserung der jeweiligen Lösetechnik nachträglich einbezogen werden. Die Anwendungsgrenze aller gelisteten Technologien endet deutlich unterhalb von Böden mit einer Schallgeschwindigkeit von 2000 m/s. Damit sind diese Verfahren nicht für den Einsatz in festen Gesteinen geeignet.

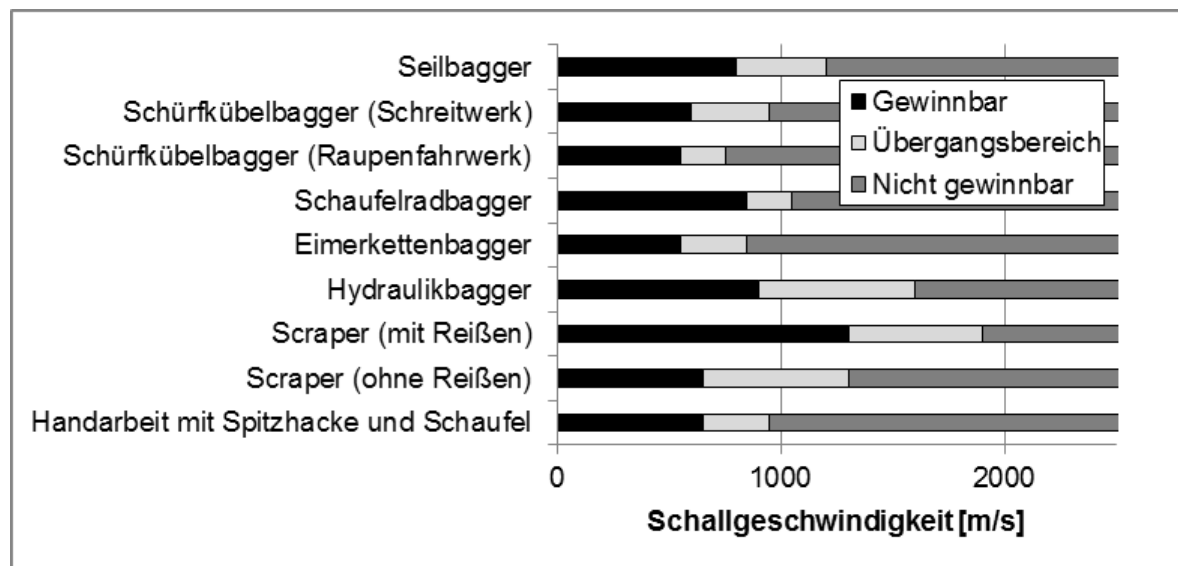


Abbildung 2-17: Gewinnbarkeit gewachsener Böden nach Atkinson (104)

Eymer et. al. (109) ergänzen weitere Geräte wie Kettenbagger (Hydraulikbagger) und Kettendozer mit Reißzahn in unterschiedlichen Gewichtsklassen. Mit zunehmendem Dienstgewicht sind diese in der Lage, Böden mit einer Wellengeschwindigkeit von bis zu 3000 m/s bzw. 2600 m/s zu gewinnen. Oberhalb dieser Grenze wird zum Sprengen geraten.

Den Einsatzbereich der Reißraupen vergleicht Wirtgen anhand verschiedener Gesteine mit dem der Continuous Surface Miner (CSM) (Abb. D-5). Referenz für das Reißen ist mit der D11R, die stärkste derzeit verfügbare Reißraupe von Caterpillar (110 S. 11). Während dieses Gerät bei einer Bestückung mit einem Reißzahn, Böden mit seismischen Wellengeschwindigkeiten bis zu 3500 m/s bedingt reißen kann, sind CSM in der Lage auch Gesteinshorizonte mit Wellengeschwindigkeiten von über 4000 m/s zu gewinnen. Grundsätzlich ist damit die schneidende Gewinnung den anderen hier genannten maschinellen Gewinnungsarten in festen Gesteinen überlegen.

Die Nutzung der seismischen Wellengeschwindigkeit zur Prognose der Gewinnungsleistung ist bei den genannten Quellen nicht möglich. Darüber hinaus ist die Wellengeschwindigkeit sehr sensibel gegenüber der Klüftung bzw. dem durchschallten Gestein.

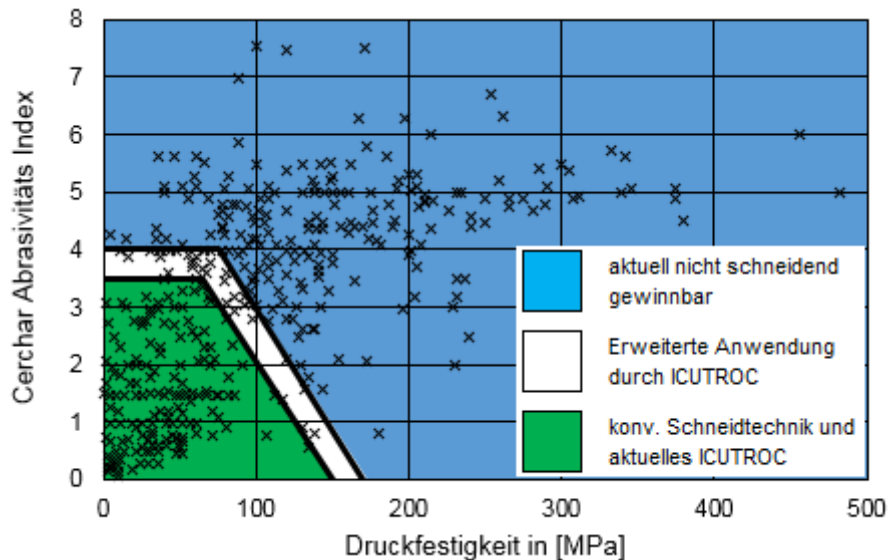
### **Prognose der Gewinnbarkeit aus der Prellhärte**

Bilim und Ozkan führten Untersuchungen zur Abhängigkeit der Gewinnungsleistung eines Walzenschrämladers von den mechanischen Eigenschaften des Kohlenstoßes durch. Dabei wurde unter anderem die Prellhärte verwendet. Die Autoren bewerten die Prellhärte als guten Indikator für die Leistungsprognose. Sie mussten jedoch Unterschiede zwischen den Messwerten in-situ und im Labor feststellen. Die Prellhärte am Stoß veränderte sich demnach mit dem Gebirgsdruck über die Zeit (111). Aussagen zu Bedingungen im Festgestein wurden nicht getroffen.

### **Prognose der Gewinnbarkeit aus Verschleißindex und Druckfestigkeit**

Aufbauend auf der von Köppl et. al. (112) angefertigten Gegenüberstellung von CERCHAR-Index (CAI) und einaxialer Druckfestigkeit einzelner Gesteinsproben sowie des von Bertignoll (38) veröffentlichten Einsatzschemas zur Anwendung der konventionellen Schneidtechnik der Firma *Sandvik* wurde Abbildung 2-18 erstellt. Demnach sind Gesteine bis 70 MPa bei einem CAI = 3,5 und solche mit 100 MPa bis zu einem CAI von 2 derzeit ökonomisch maschinell gewinnbar. Bei geringerer Abrasivität sind Gesteine bis 150 MPa spanbar. Der Anwendungsbereich wird durch das ICUTROC System, also geringe Schnittgeschwindigkeiten, die Meißelwahl und die Schneidkopfgeometrie erweitert. Ab 175 MPa Druckfestigkeit oder ab einem CAI von 4 sind alternative Schneidtechnologien notwendig. Die Abbildung verdeutlicht die üblichen Kennwerte der Festgesteine und kennzeichnet somit den großen, nicht maschinell gewinnbaren Anteil. Die Druckversuche

bei Bertignoll erfolgten mit Proben im Höhen zu Längen Verhältnis von 1:1. Allgemein wird ein Verschleiß von 0,3 Meißel je Kubikmeter als Schwelle der Wirtschaftlichkeit angesehen.



**Abbildung 2-18: Anwendungsbereiche schrämender Werkzeuge nach Köppl (112) und Bertignoll (38)**

Trotz der Verbesserung durch das ICUTROC System befindet sich eine Vielzahl von Gesteinen weit außerhalb der derzeitigen Anwendungsgrenzen von Schrämwerkzeugen. Erst eine deutliche Verbesserung könnte dies ändern.

Gerhardt (20) beschreibt ebenfalls die Einsatzgrenzen der maschinellen Gewinnung durch Festigkeit und Abrasivität. Letztere wird auf den Verschleißwert nach Schimazek und Knatz (113) bezogen. Er geht davon aus, dass im Abbau ausschließlich spanende Maschinen arbeiten, die nicht über einem Verschleißwert von  $F = 5 \text{ N/cm}$  oder einer Druckfestigkeit von 120 MPa eingesetzt werden können. Für gewöhnlich sind die Anwendungsfälle unterhalb von 80 MPa, bei bis zu 3 N/cm Abrasion. Feststehende Schrähmeißel (Radialmeißel, Kerbmeißel) können bis 50 (80) MPa, drehbare Rundschafthmeißel dagegen bis 120 (150) MPa verwendet werden.

Die Firma *Wirtgen* gibt in ihrem Surface Miner Handbuch (25) den spezifischen Verbrauch von Meißeln in Abhängigkeit der Druckfestigkeit an. Mit Hilfe einer solchen Tafel können einerseits die Kosten für Schrähmeißel auf das gewonnene Haufwerk umgelegt werden, andererseits lassen sich mit Hilfe einer definierten Maschine auch die Häufigkeit der Meißelwechsel und die dafür notwendigen Stillstandzeiten abschätzen. Den Anmerkungen ist die Vielzahl von Einflüssen zu entnehmen, die vorab für ein solches Schaubild zu definieren sind. Umgekehrt bedeutet das aber auch, dass der Hersteller von einem Einfluss dieser Parameter ausgeht und sie daher im konkreten Fall gesondert betrachtet werden

müssen. Der im Diagramm erfasste Arbeitsbereich bis 160 MPa einaxialer Druckfestigkeit, stimmt gut mit dem von Sandvik überein. (vgl. Abb. D-6)

### Prognose aus Schneidversuchen

Zur Bestimmung der Hobelbarkeit von Steinkohle werden von *Caterpillar* untertägige Schneidversuche (114) durchgeführt und die Flöze dann anhand der spezifischen Löseenergie klassifiziert. Ausgehend von der Obergrenze und dem theoretischen Spanquerschnitt, ist die Anwendung bis zu einer spezifischen Energie von 3,13 MJ/m<sup>3</sup> möglich. Damit liegt sie um mehrere Größenordnungen unterhalb dem für Festgesteine notwendigen Bereich.

Durch die Nutzung empirischer Daten aus Einsätzen ist es möglich, für ähnliche Bedingungen Formeln zu entwickeln. Bilgin et. al. (115) nutzen Daten aus Vortrieben mit Schlaghämmern und geben Formeln für die Berechnung der Nettogewinnungsleistung *NBR* an. Der dafür notwendige Schneidbarkeitsindex *RMCI* ergibt sich aus der Druckfestigkeit  $\sigma_D$  und dem Gefügeindex *RQD*. Über die hydraulische Leistung steht er im empirischen Zusammenhang mit der *NBR*. Insbesondere in gestörten Bereichen mit Kluftabständen von weniger als 0,5 m kämen Hydraulikhämmer zum Einsatz. Darüber hinaus würde zum Sprengen geraten. Für Teilschnittmaschinen wurden ebenfalls Daten zu einer empirischen Formel zusammengefasst. Damit ist die Berechnung der momentanen Gewinnungsleistung *ICR* über die Spanleistung  $P_{Ges}$  und den Schneidbarkeits-index *RMCI* möglich.

Im direkten Vergleich ist der unterschiedliche Effekt des Schneidbarkeitsindizes von Bilgin et. al. (115) ablesbar. Während die Gewinnungsleistung des Hammers mit zunehmendem *RMCI* mit kleinem Exponenten sinkt und schnell über einen weiten Bereich eine annähernd gleichmäßige Gewinnungsleistung erbringt, sinkt die Produktion der Teilschnittmaschine deutlicher ab. Obwohl mit Hilfe einer größeren Antriebsleistung dieses Verhältnis verändert werden kann, ist der Hammer, je nach Konfiguration, oberhalb einer bestimmten Gesteinsfestigkeit die bessere Wahl.

### 3 Methodisches Vorgehen und Konzept der Forschungsarbeit

Um zu beantworten, inwiefern die schlagende Aktivierung von Rundschaftmeißeln dazu geeignet ist, den Anwendungsbereich des Schrämens auf Gesteine mit Druckfestigkeiten von über 200 MPa bzw. einem Point-Load-Index von  $>10$  MPa zu erweitern, wird folgendes Vorgehen verwendet. Aufbauend auf dem Literaturstudium werden Auswahlen bzw. Annahmen getroffen und Entwicklungen durchgeführt. So ist es möglich zielgerichtet Daten zu erfassen, diese auszuwerten und im Rechenmodell eines Gewinnungsorgans anzuwenden, das sowohl quasi-statische als auch schlagend-aktivierte Vorgänge abbildet. Über den Vergleich beider Varianten können günstige Aktivierungsparameter bzw. die Konfiguration des Gewinnungsorgans und die Anforderungen an den Maschinenbau abgeleitet werden.

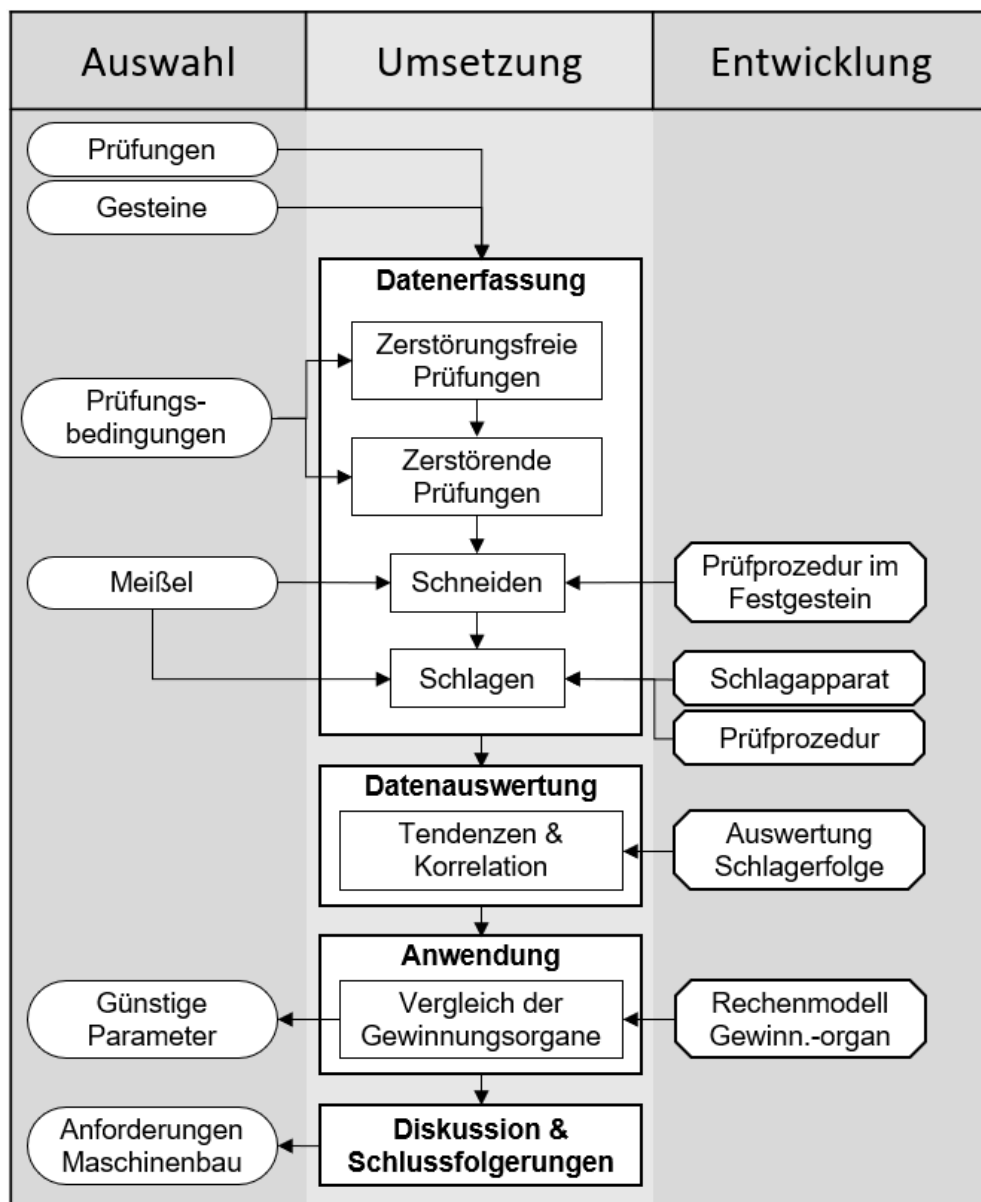


Abbildung 3-1: Konzept der Prüfprozedur

Um einen möglichst vollständigen Überblick der Gesteine zu erhalten, werden diese auf ihre geomechanischen Eigenschaften und ihre Widerstandseigenschaften beim Schneiden und Schlagen untersucht. Die Versuche erfolgen bevorzugt an kleinen Proben, um den Skaleneffekt, gegenüber geringen Eindringtiefen beim Lösen, zu begrenzen.

Die Datenerfassung erfolgt innerhalb der folgenden Versuche.



Abbildung 3-2: Gesamtübersicht der Prüfungen

Während im Bereich der Schneidwiderstandsprognose bereits zahlreiche Untersuchungen bekannt sind und deren Anwendbarkeit geprüft werden muss, gibt es im Bereich des aktivierten Lösens mit Schrämwerkzeugen einen geringeren Fundus. Die vorliegende Arbeit geht im Detail und mit Hilfe experimenteller Untersuchungen der Frage nach, unter welchen Bedingungen das Schlagverfahren an sich und die räumliche Anordnung bzw. zeitliche Reihenfolge mehrerer Schläge, ihre maximale Wirkung entfalten, d.h. möglichst effizient Gestein lösen. Dazu werden folgende Arbeitshypothesen aufgestellt:

- Je höher die Festigkeit des Gesteins, desto sinnvoller ist ein Übergang von der schrägenden zur schlagenden Gewinnung.
- Nur bei genügend hoher Einzelschlagenergie führt der Schlag zu einem Riss im Gestein, der ein Gesteinselement ausbricht und somit eine neue Freifläche erzeugt.

- Freiflächen werden beim aktivierten Lösen am besten in Richtung der größten Freifläche bearbeitet
- Die Spanlänge eines Schlages sinkt mit steigender Festigkeit des Gesteins
- Durch die statistische Auswertung von Versuchen sind Schlagabstände trotz Streuung so wählbar, dass jeweils eine definierte Kontur mit ausreichender Freifläche für den folgenden Schlag entsteht. Es entsteht eine „Schnittspur“.
- Winkel, die zu einem minimalen Lösewiderstand des Gesteins führen, gelten für alle festen Gesteine mit intaktem Verband.
- Da es sich um eine Reaktion des Gesteins handelt, korreliert der optimale Spurabstand zwischen Spuren, die mit Schlägen erzeugt wurden, mit dem von Schnittspuren.

Zur Überprüfung der Hypothesen wird folgendes Versuchskonzept für Schläge genutzt:



**Abbildung 3-3: Versuchskonzept zur Untersuchung von Schlägen**

Im Gegensatz zum Schrämen, müssen Spankräfte bzw. Spanarbeit zu einem bestimmten Zeitpunkt aufgebracht werden. Daher ist die Abstimmung aller anderen Parameter auf die Einzelschlagenergie, von entscheidender Bedeutung. Aufbau, Anordnung und Umsetzung der Versuchsanordnungen werden im Folgenden genauer beschrieben.

### 3.1 Gesteinsauswahl

Die Gesteinsauswahl wird den Zielbereichen aus Kapitel 1.1 angelehnt, ohne dabei auf konkrete Lagerstätten zugeschnitten zu sein. Vielmehr ist entscheidend, mit den gewählten Gesteinen einen möglichst großen Bereich an Festigkeiten abzudecken. Einerseits sind so veränderte Reaktionen beim Schneiden und Schlagen zu beobachten, andererseits ist eine spätere Einordnung neuer Proben zwischen den bekannten einfacher. Weitere Faktoren für die Wahl der Gesteine sind Homogenität und Isotropie, da sie eine gute Wiederholbarkeit ermöglichen, aber auch Liefermöglichkeiten von Proben für fortgesetzte Studien, eine hohe Qualität der Oberflächen und eine möglichst geringe Störung des Verbandes. Aus diesen Gründen wurden vorwiegend Proben aus der Natursteinindustrie genutzt. Die Gesteine werden gemäß Anhang E wie folgt gewählt:

- India Black Premium: es handelt sich um ein ultrabasisches Gestein. Die Übergangsform von Gabbro zu Basalt hat ein feineres Gefüge als Gabbro und soll bei ähnlichem Mineralbestand einen höheren mechanischen Widerstand beim Lösen bieten. Lagerstätten von Platingruppenelementen wie der Bushveld Komplex, Great Dyke oder Sudbury sind an ultrabasische Gesteine gebunden. Ebenso können Gesteine mit ähnlichen Eigenschaften als Ganggesteine Kohleflöze durchschlagen. Das Gestein hat außerdem ähnliche mechanische Eigenschaften wie Diorit, der mit der Lagerstätte Grasberg assoziiert wird.
- Soraer Lamprophyr: fein bis mittelkörniges Ganggestein. Der ebenfalls für den Blockbruchbau geeignete Karbonatit-Komplex in *Palabora (Südafrika)* kann auch Lamprophyr enthalten.
- Schlesischer Granit: es handelt sich um ein saures Gestein. Porphyry-Lagerstätten wie z. B. Bingham Canyon werden mit sauren bis intermediären Sub-Vulkaniten wie Graniten und Granodioriten assoziiert. Diese Lagerstätten bieten sich teilweise für Blockbruchbau an.
- Gohare Beige Kalkstein: sedimentärer Kalkstein. Stellvertretend für die Vielzahl an Kalksteinen im Bau und Bergbau. Mit einem geringen Quarzgehalt und hoher Festigkeit soll er Unterschiede zum Granit deutlich machen.
- Teakwood Sandstein: Besitzt eine geringe Festigkeit bei hohem Quarzgehalt. Dieses Gestein erweitert den Anwendungsbereich in den üblichen Anwendungsbereich von Rundschäftmeißeln.
- Beton bzw. Mörtel C20/25 als Basisgestein für weitergehende Untersuchungen mit großem Gesteinsbedarf. Bildet eine weitere Stützstelle im unteren Anwendungsbereich.



Die gewählten Gesteine spannen voraussichtlich einen Druckfestigkeitsbereich von ca. 20 MPa...300 MPa mit Hilfe mehrerer Stützstellen auf. Gesteine mit ähnlichen Werten wurden aufgrund unterschiedlicher Zusammensetzungen oder Genese gewählt. Die Beauftragung für die Lieferung erfolgte an die *E. Handtusch GmbH (Sachsen), Natursteinveredelung*. Die verwendeten Gesteine sind mit Handelsnamen, Bezeichnung in dieser Arbeit und den verwendeten Prüfkörpergrößen in Tabelle 3-1 zusammengefasst. Details und Fotografien sind Tab. F-1 und Tab. F-2 zu entnehmen.

Es ist darauf zu achten, dass die in dieser Arbeit verwendeten Namen nicht für alle Gesteine der jeweiligen Art gelten können. Im konkreten Fall ist eine Einzelprüfung auszuführen. Zur Vereinfachung werden hier dennoch die verkürzten Bezeichnungen verwendet.

**Tabelle 3-1: Nomenklatur der Gesteine in dieser Arbeit**

Nr.	Handelsname	Name in dieser Arbeit	Blockgröße (LxHxB) [mm]
1	Beton C20/25	Beton	1000 x 600 x 400
2	Teakwood Sandstone	Sandstein	400 x 400 x 400
3	Gohare Beige	Kalkstein	400 x 400 x 400
4	Schlesischer Granit Hell	Granit	1000 x 250 x 250
5	Soraer Lamprophyr	Lamprophyr	400 x 400 x 400 & 1000 x 600 x 200
6	India Black Premium	Basalt*	200 x 200 x 200

Die Größen der Gesteinsblöcke ergeben sich einerseits aus den geplanten Experimenten, andererseits aus den möglichen Abmessungen am Schneidversuchsstand mit und ohne Schlagapparat. Aufgrund der hohen Festigkeit waren die Oberflächen von Granit, Lamprophyr und Basalt\* jeweils nur einmal zu verwenden.

Die Versuche mit Natursteinen werden an diamantgesägten Oberflächen durchgeführt, um ungewollte Beeinflussungen durch eine Vorbeanspruchung zu minimieren. Sie besitzen dennoch eine Höhentoleranz von bis zu +/- 0,5 mm. Beton- bzw. die Sandsteinoberflächen werden zur mehrfachen Nutzung der Probekörper schichtweise abgetragen. Dazu wird ein Rundschaftmeißel mit 70° Keilwinkel und 50° Anstellwinkel, bei einem Spurabstand von 5 mm und zuletzt 2 mm genutzt. Die Wahrscheinlichkeit einer tieferen Schädigung der Gesteine ist daher bei jeder Oberfläche sehr gering.

## **3.2 Zerstörungsfreie Prüfungen der Gesteinseigenschaften**

### **Röntgenfluoreszenzanalyse**

Die mobile RFA erlaubt eine zerstörungsfreie Bestimmung der prozentualen Elementanteile eines Materials. Durch Röntgenstrahlen werden Elektronen einer inneren Schale des Atoms herausgedrängt. Beim Ausgleich dieser Lücke durch Absinken eines Elektrons aus einer der äußeren Schalen, wird charakteristische Fluoreszenzstrahlung emittiert. Diese kann vom Sensor aufgenommen und den Elementen zugeordnet werden. Für eine exakte Messung erfolgte eine Rekalibrierung des Gerätes an der TU Bergakademie Freiberg, am Institut für Bergbau und Spezialtiefbau – Arbeitsgruppe Bergbauwässer anhand eigener Proben. Diese ist angelehnt an das von Hall et. al. (116) beschriebene Vorgehen und bedient sich einer linearen Gleichung durch den Nullpunkt. Stand der Daten für die Rekalibrierung ist Juli 2014. Die Korrekturfaktoren und korrigierten Werte sind Anhang G: Röntgenfluoreszenzanalyse zu entnehmen. Zur Bestimmung wird das Gerät auf die feste Probe gesetzt und die Messung ausgelöst. Nach einigen Sekunden werden die digitalen Messwerte ausgegeben. Die Zuordnung leichter Elemente wie Wasserstoff, Kohlenstoff und Sauerstoff, die nicht direkt bestimmt werden, erfolgt gegebenenfalls anschließend durch die Anwendung der stöchiometrischen Verhältnisse der gesteinsbildenden Minerale.

### **Körperschallmessung – DIN EN 14579**

Die Körperschallmessung dient der Bestimmung der Fortpflanzungsgeschwindigkeit einer mechanischen Druckwelle im Gestein. Je nach Material ergibt sich eine bestimmte Laufzeit bei der Messung. Sind Störstellen vorhanden, erhöht sich der Weg und somit die Dauer eines Wellendurchlaufs. Es ist davon auszugehen, dass eine höhere Laufzeit einem weniger festen Körper entspricht. Dieser Effekt kann jedoch durch die Wirkung der Mineraleigenschaften überlagert sein, was die Deutung der Ergebnisse erschwert.

Im Gegensatz zur Einsatzplanung von Reißraupen, handelt es sich bei der Gewinnung von Festgestein mittels Rundschaftmeißeln um einen deutlich kleineren Wirkungsbereich des Werkzeuges. Der Körperschall soll daher an entsprechend kleinen Probekörpern von ca. 8 cm Länge geprüft werden, um eine Vergleichbarkeit zum Schneiden und Schlagen zu verbessern und die Probenahme zu erleichtern.

Der Aufbau zur Untersuchung des Körperschalls stammt von der Geotron Elektronik GmbH in Pirna (Sachsen). Mit Hilfe eines Ultraschallsignalgebers werden mechanische Schwingungen mit einer Frequenz von 250 kHz erzeugt und deren Laufzeit durch das Gestein bestimmt. Die Laufzeit der Körperschallwelle wird mittels eines Oszilloskops

detektiert. Abbildung 3-4 zeigt den Versuchsaufbau. Links ist eine zwischen dem weiß ummantelten Signalgeber und -aufnehmer eingespannte Sandsteinprobe zu sehen. Der Impulsgenerator für den Signalgeber befindet sich in der Mitte des Bildes und rechts davon das Oszilloskop.



**Abbildung 3-4: Ultraschallmessanordnung der Firma Geotron Elektronik**

Die Körperschallgeschwindigkeit jedes Gesteins wurde anhand von jeweils drei Probekörpern bestimmt. Dazu wurden fünf Messungen je Probe durchgeführt und gemittelt.

### **Prellhärte nach dem Messprinzip von Schmidt – DIN 1048-2**

Die Prellhärte wird zur indirekten Bestimmung der Druckfestigkeit von Beton verwendet. So können Betone unterschieden, aber auch die bereits erreichte Festigkeit während des Abbindens abgeschätzt werden. Zur Prüfung wird der Dorn des genormten Prüfhammers senkrecht zur Gesteinsoberfläche aufgesetzt und in Richtung des Gesteins gedrückt. Im Inneren des Hammers spannt eine Feder einen Schlagkolben vor. Beim Erreichen einer definierten Energie, wird der Kolben gelöst und schlägt auf den Dorn des Prüfhammers. Je nach Gestein wird ein Teil der Energie absorbiert bzw. reflektiert. Der Prüfhammer nutzt eine Registriervorrichtung für die Bestimmung des reflektierten Anteils. Die Bestimmung der Prellhärte ist einfach, schnell bestimmbar und kann in situ oder im Labor erfolgen.

Sämtliche Gesteine wurden mit dem Beton-Prüfhammer Typ N an vertikal verlaufenden Flächen getestet. Lediglich die Betonfläche wurde zunächst mittels Drahtbürste von aufgelockertem Zement befreit. Alle anderen Gesteine waren diamantgesägt und konnten direkt untersucht werden. Der Test erfolgte bei jedem Gestein an zehn unterschiedlichen Punkten, die über die Prüfflächen verteilt wurden.

### Dichtebestimmung

Die Dichtebestimmung erfolgte parallel zu mehreren anderen Prüfungen. Die in Tabelle 3-2 aufgeführten Ergebnisse entstanden im Rahmen der Druckfestigkeitsprüfung. Die Dichte jedes Gesteins wurde anhand von jeweils neun Prüfkörpern bestimmt. Dazu wurden Länge, Breite und Höhe jeweils zweifach gemessen und aus den Mittelwerten das Würfelvolumen bestimmt. Dieses wurde anschließend um das Volumen der gebrochenen Kanten verringert. Die Masse der Proben wurde auf einer Waage mit einer Genauigkeit von 1/100 Gramm bestimmt. Aus den entsprechenden Messwerten wurden dann die Dichten ermittelt.

### Verschleißuntersuchung nach CERCHAR – ASTM D7625

Die standardisierte Bestimmung des CERCHAR Abrasivity Index (kurz: CAI) wurde als externe Dienstleistung bearbeitet (117). Bei dem Test wird ein Metallstift unter definierten Bedingungen mit einem Gestein in Kontakt gebracht und relativ zu ihm bewegt. Der dabei entstehende Verschleiß wird anhand der Phasenbreite des Stiftes bestimmt. Die Prozedur ist als American Standard Testing Method nach West (ASTM D7625) (118) definiert. Zur Berechnung des CAI wird die Breite der Verschleißphase aus vier Richtungen bestimmt und gemittelt. Der erhaltene Wert, mit 10 multipliziert, ergibt den CAI. Je Gestein wurden 6 Versuche durchgeführt. In Tabelle 3-2 erfolgt eine Gruppierung der Messwerte gemäß ihrer Wirkung.

**Tabelle 3-2: Stufen des Cerchar Abrasivity Index (CAI) (118)**

CAI	Abrasivitäts-Bezeichnung	Beispiele
0,0 – 0,3	nicht abrasiv	Holz, Torf
0,3 – 0,5	kaum abrasiv	Ton-Schluff-Stein
0,5 – 1,0	schwach abrasiv	Tonschiefer, Marmor (rein)
1,0 – 2,0	(mittel) abrasiv	Kalkstein, Marmor, (quarzhaltig)
2,0 – 4,0	stark abrasiv	Quarzsandstein, Basalt
4,0 – 6,0	extrem abrasiv	Quarz, Granit, Gneis

Da der CAI grundsätzlich auf bruchraue Oberflächen bezogen wird, müssen die hier an sägeglaten Oberflächen bestimmten Werte ( $CAI_s$ ) nach folgender Formel normiert werden:

$$CAI = 0,99 * CAI_s + 0,48 \quad (47)$$

### 3.3 Zerstörende Prüfungen der Gesteinseigenschaften

Bei der Begutachtung der Gewinnbarkeit eines Gesteins ist der Widerstand gegen die Zerstörung maßgeblich. Daher scheinen Messungen sinnvoll, deren Ergebnisse unter Zerstörung des Gesteins ermittelt werden. Entscheidender Nachteil solcher Prüfungen ist die unmögliche Wiederholbarkeit der Tests an genau derselben Probe. Aus diesem Grund müssen mehrere Prüfkörper und somit eine größere Menge an Probengestein vorhanden sein, um verlässliche Daten zu ermitteln. Die zerstörende Prüfung sollte mit möglichst geringem Aufwand, verlässliche Ergebnisse liefern.

#### Druckfestigkeit nach DIN EN 1926:2006

Die Druckfestigkeit zählt, in unterschiedlichen Varianten, zu den am häufigsten bestimmten, mechanischen Eigenschaften der Festgesteine. Hier kommt mit der DIN EN 1926:2006 das „Prüfverfahren für Naturstein – Bestimmung der einachsigen Druckfestigkeit“ mit hoher Belastungsgeschwindigkeit zur Anwendung. Die Proben besitzen ca. 50 mm Kantenlänge, um einerseits den Skaleneffekt zur Gewinnung, mit nur wenigen Millimeter Eindringtiefe, gering zu halten und andererseits um sie aus üblichen 4“ Bohrkernen gewinnen zu können. Sollte eine Abhängigkeit aus Druckfestigkeit und Löseeigenschaften identifiziert werden, könnte eine erste Prognose zur Gewinnbarkeit bereits erfolgen, wenn die Formation lediglich durch Probebohrungen aufgeschlossen wurde. Somit lassen sich verschiedene Varianten der einsetzbaren Abbautechnik schon frühzeitig in die Bergwerksplanung einbeziehen. Die Probekörper wurden vom Lieferanten gemäß der Norm vorbereitet. Sie stammten aus der selben Charge, wie die Gesteinsproben für die Schneid- und Schlagversuche (Abbildung 3-5).



Abbildung 3-5: Prüfkörper für die Druckfestigkeit

### Belastungsmodul

Durch die Druckbelastung einer Probe, kommt es zu einer messbaren Längenänderung. Werden beide Werte im Spannungs-Dehnungs-Verlauf betrachtet, ist der Belastungsmodul des Gesteins bestimmbar. Abbildung 3-6 zeigt exemplarisch eine Messkurve für jedes geprüfte Gestein. Zu Beginn der Kompression verändert sich die Länge der Proben im Verhältnis zur Spannung zunächst relativ stark und geht ab etwa 0,5% Stauchung in einen linearen Anstieg über. Kurz vor dem Versagen der Festgesteinsproben flacht der Anstieg meist ab. Für Basalt, Lamprophyr, Kalkstein und Granit beginnt das Abflachen bei etwa 1,5% Stauchung, bei etwa 1,7-1,8% versagen sie vollständig. Auch Sandstein zeigt ein ähnliches Verhalten, jedoch auf deutlich niedrigerem Spannungsniveau. Der verwendete Beton besitzt dagegen einen sehr kurzen linearen Bereich und dafür ein stärker gerundetes Plateau vor dem Versagen – er reagierte also weniger spröde.

Der Belastungsmodul gibt den durchschnittlichen Anstieg im linearen Bereich des Graphen im Spannungs-Dehnungs-Diagramm wieder und somit auch die notwendige Spannungsänderung für eine relative Längenänderung.

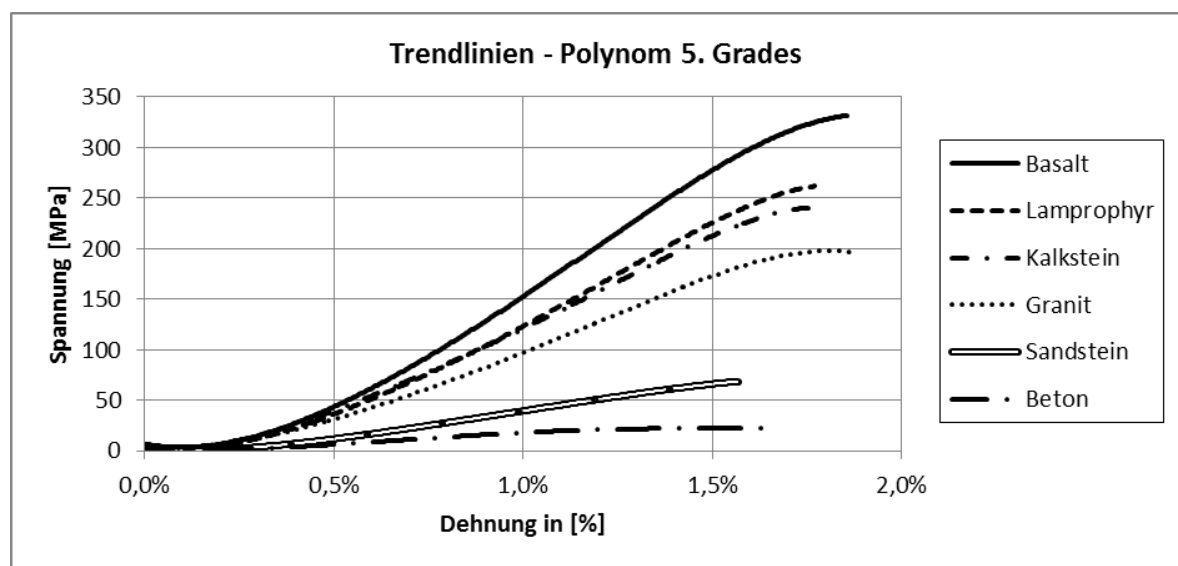


Abbildung 3-6: Spannungs-Dehnungs-Diagramme im Überblick

Um auf die Längenänderung der Gesteinsprobe zu schließen, wurde die Positionsänderung des Stempels der Presse genutzt. Diese Vereinfachung bietet die Möglichkeit einer schnelleren Prüfung. Der E-Modul von Stahl wird mit 210.000 MPa angenähert und liegt damit um mindestens den Faktor 10 höher als die der Gesteinsproben. Eine auf die Verformung der metallischen Prüfstandbauteile zurückführbare, maßgebliche Veränderung der Ergebnisse ist daher unwahrscheinlich. Je nach Prüfort kann die Charakteristik der Längenmesseinrichtung in der Prüfmaschine differieren. Aus diesem Grund kann die Präzision der Umsetzung und somit die Vergleichbarkeit verschiedener Prüfstände am

besten gewährleistet werden, wenn die Messung direkt am Gestein und nicht indirekt über den Weg der Prüfmaschine erfolgt. Ein derartiger Aufwand scheint nur dann gerechtfertigt, wenn dieser Parameter ein signifikantes Informationsplus generiert.

### **Spezifische Zerstörungsarbeit**

Bei dem zuvor beschriebenen Druckversuch wird der Probekörper mit einer zunehmenden Kraft beaufschlagt, bis es zu Rissen kommt. Dabei legt der Druckstempel einen messbaren Weg zurück. Durch Integration der Kraft über die Längenänderung, wird die am Gesteinsvolumen verrichtete Arbeit bestimmt, die zum Bruch führt. Es ist damit eine Abwandlung des Belastungsmoduls über die gesamte Verformung. Je nach Bruchverhalten ergeben sich zwei Varianten bzgl. des Kraftverlaufes. Werden spröde Gesteine getestet, kommt es aufgrund der im Gestein gespeicherten elastischen Energie, nach dem Erreichen einer kritischen Stauchung zur spontanen Rissausbreitung im Gestein, die bis zum vollständigen Versagen der Probe führt. Bei plastisch reagierenden Gesteinen muss eine weitergehende Stauchung stattfinden, um die Vergrößerung des Risses zu gewährleisten. Daher ist es bei plastisch reagierenden Gesteinen notwendig, auch die Verformung in der Post-failure Phase mit in die Betrachtung einzubeziehen. Dies war bei den verwendeten Gesteinen nicht notwendig.

Das Verhältnis aus verrichteter Arbeit und Volumen wird als spezifische Zerstörungsarbeit bezeichnet. Sie kann wie in Lösevorgängen z.B. in Megajoule je Kubikmeter angegeben werden. In der Darstellung der Spannungs-Dehnungs-Kurve, wird das Volumen des Gesteins bereits in die Achsen einbezogen. So wird die auf die Querschnittsfläche (Breite mal Länge) bezogene Kraft zur Spannung und der zurückgelegte Weg, bezogen auf die Ursprungslänge, zur Stauchung. Eine Integration unter der in Kapitel 0 vorgestellten Spannungs-Dehnungs-Kurve ergibt somit direkt die spezifische Zerstörungsarbeit.

### **Spaltzugfestigkeit – DGGT AK3.3 Empfehlung Nr.10**

Gemäß Empfehlung Nr. 10 des Arbeitskreises 3.3 "Versuchstechnik Fels" der Deutschen Gesellschaft für Geotechnik e. V. wurde die Spaltzugfestigkeit über den Brazilian-Test ermittelt. Für die Prüfung werden zylinderförmige Proben mit einem Durchmesser von ca. 50 mm und einer Höhe von etwa 30 mm parallel zu ihrer Achse bzw. entlang der Mantelfläche mit einer Streifenlast beaufschlagt, bis es zum Bruch kommt. Die Prüfung erfolgt aufgrund geringer Schwankungen in Abweichung zur Norm an 5 bzw. 6 Proben je Gestein.

### Punktlastindex – DGGT AK3.3 Empfehlung Nr.5

Die Prüfung der Gesteine bzgl. des Punktlastindex erfolgt anhand Empfehlung Nr. 5 der Deutschen Gesellschaft für Geotechnik e.V. des Arbeitskreises 3.3. Demnach werden unregelmäßig geformte Proben mit einem bestimmten Verhältnis von Höhe, Breite und Länge zwischen den Prüfspitzen des Punktlastgerätes eingespannt. Es erfolgt eine Lasterhöhung bis zur Spaltung der Probe. Der dazu notwendige Druck wird in der Messapparatur registriert und die wirkende Kraft berechnet. Diese Bruchkraft wird nach der Empfehlung auf die Bruchfläche bezogen und liefert damit die Bruchspannung der Probe. Die Festigkeit ist abhängig von der Größe der Probe. Daher werden mind. 20 verschieden große Proben zerstört und schließlich eine logarithmische Regressionskurve über die Ergebnisse gelegt. Anhand der Funktion kann dann der Punktlastindex  $I_s(50)$  angegeben werden, der sich auf eine Bruchfläche von  $50 \text{ mm} \times 50 \text{ mm} = 2500 \text{ mm}^2$  bezieht. Ergänzend und außerhalb der Norm wurden hier auch sehr kleine Gesteinsproben gespalten, um den zusätzlichen Wert  $I_s(20)$  also den Punktlastindex bei einer Bruchfläche von  $400 \text{ mm}^2$  zu bestimmen. Er beschreibt den Widerstand in einem kleineren Skalenbereich und ermöglicht eine Einordnung des Skaleneffektes unterschiedlich großer Bruchstücke eines Gesteins. Auf diese Weise kann eventuell auf den Lösewiderstand bei verschiedenen Spantiefen geschlossen werden.

Das hier verwendete Punktlastgerät stammt von der Firma Interfels. Mittels Hydraulik ist eine Maximalkraft von ca. 100 kN möglich. Die tatsächliche Kraft wird anhand des Schleppzeigers im Manometer und der wirksamen Kolbenfläche bestimmt. Die Proben werden in einen zylinderförmigen Rahmen zwischen den Punktlastspitzen eingespannt.

Stellvertretend für die Messungen an einem Gestein sind in Abbildung 3-7 die Ergebnisse für Basalt\* dargestellt. Aufgrund der enormen Festigkeit war es nicht möglich Bruchflächen von über  $1800 \text{ mm}^2$  zu erzeugen. Aus den vorhandenen 26 Messwerten wurde die Regressionskurve ermittelt. Wird für  $x$  die gewünschte Bruchfläche eingesetzt, ergibt  $y$  den entsprechenden Punktlastindex. Hier sind  $I_s(50) = 13,4 \text{ MPa}$  und  $I_s(20) = 35,2 \text{ MPa}$ .

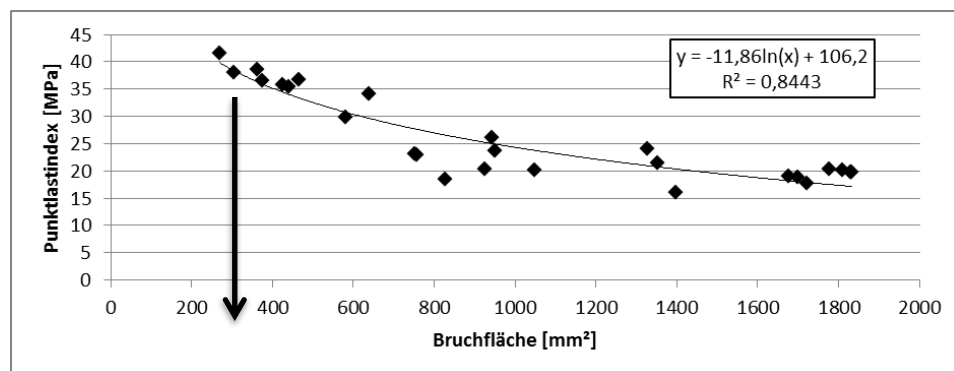


Abbildung 3-7: Punktlastversuche für Basalt\*



### 3.4 Schneidendes Lösen

Das schneidende Lösen dient als Referenzfall für den Vergleich zum schlagenden Lösen und als Basis für das aktivierte Schneiden. Für das geplante Prognosemodell sind parametrische Größen zu beschreiben, welche die Abschätzung der Reaktionskräfte und der spezifischen Löseenergie, auf Grundlage der Spantiefe, ermöglichen. Dafür erfolgt zunächst die Überprüfung der vorhandenen Sonderhobelmaschine bei der Bearbeitung von verschiedenen festen Gesteinen und die anschließende Definition von Standardtests. Zusätzlich geben die Versuche einen Einblick in die Beanspruchungen der Meißel bzw. die Grenzen der Löseart und ermöglichen einen Verschleißtest.

Obwohl die Folgen des Verschleißes in dieser Arbeit nicht quantitativ betrachtet werden, erfolgt die Beschreibung einer Prüfanordnung und die Durchführung bzw. Auswertung entsprechender Versuche, um an dieser Stelle die Möglichkeit zur Beschreibung von Grenzbereichen zu geben. Um Prognosen möglichst wenig zu beeinflussen, werden für die Untersuchungen originale Rundschafftmeißel im Maßstab 1:1 verwendet.

#### 3.4.1 Der Schneidversuchstand - Sonderhobelmaschine HXS1000-50

Für die direkte Bestimmung des Schneidwiderstandes dient hier der Schneidversuchstand an der TU Bergakademie Freiberg. Er besteht aus der Sonderhobelmaschine HXS 1000-50 und einem Messsystem der Firma DEWESoft, welche Drebenstedt (93), Gaßner (90) und Veit (119) genau beschreiben. Die technischen Spezifikationen sind Anhang H zu entnehmen.

Die Sonderhobelmaschine selbst besteht aus einem Grundrahmen mit einem beweglichen Arbeitstisch (blau) und einem starren Portal (gelb). Die Gesteinsprobe wird auf dem Arbeitstisch befestigt und kann durch dessen horizontale Bewegung in x-Richtung auf die Schnittgeschwindigkeit beschleunigt werden. Am Portal befinden sich eine vertikal verfahrbare Traverse (rot) und ein horizontal verfahrbarer Support (rot), die die Höhen- und Quereinstellung (z-Achse bzw. y-Achse) des Meißels und des 3-D-Kraftmesssystems ermöglichen (Abbildung 3-8). Für die Versuche werden Tiefen- und Querposition, Schnittgeschwindigkeit und Anstellwinkel voreingestellt, anschließend die beim Schnitt auftretenden Kräfte mit Zeitmarke registriert und im Mess-PC gespeichert.

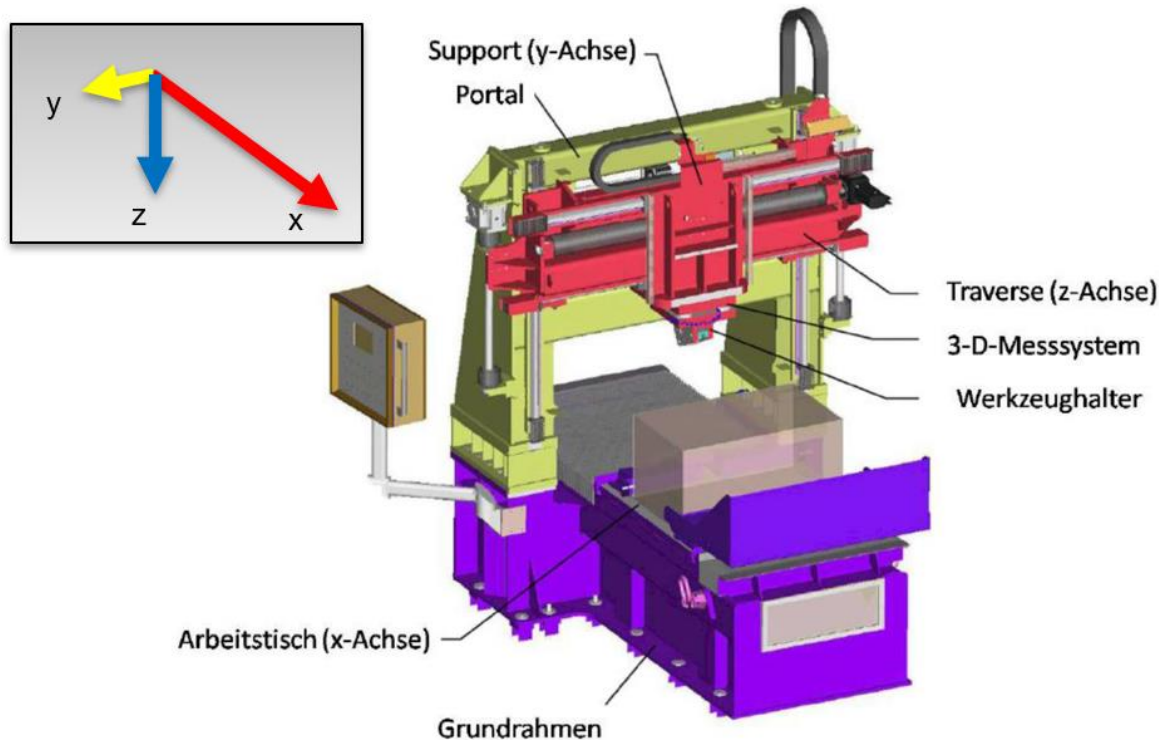


Abbildung 3-8: Sonderhobelmaschine HXS 1000-50 (120)

Die Krätemessung erfolgt durch ein piezoelektrisches Messsystem zwischen Support und Werkzeughalter. Die Kräfte werden als positiv definiert, wenn sie in Schnittrichtung des Meißels, nach unten oder in Richtung der positiven y-Achse wirken (Abbildung 3-9).

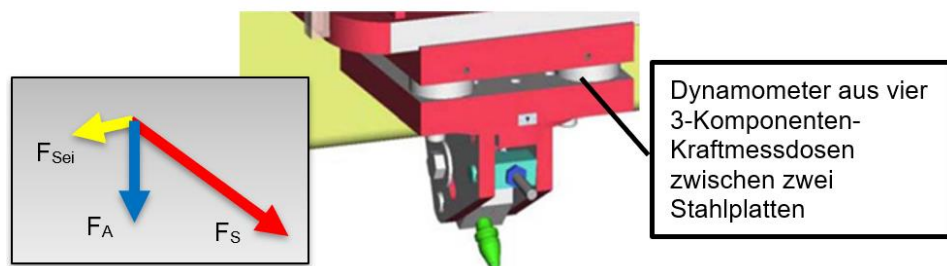


Abbildung 3-9: Definition der Kraftkomponenten am Meißel (120)

Der Prüfstand verfügt zusätzlich über einen am Kraftmesspaket befestigten Laser zur Distanzmessung. Wie in Abbildung 3-10 dargestellt, klappt dieser bei Bedarf aus und kann in einem eigenen Arbeitsschritt die 3D-Koordinaten der Gesteinsoberfläche erfassen. Zur Verbesserung der Volumenbestimmung bei geringen Spantiefen wurde eine Excel-basierte Routine geschrieben, um einerseits die abgetastete Oberfläche möglichst horizontal zu kippen um anschließend die Bezugsebene für die

Volumenberechnung statistisch zu bestimmen. Dafür wurde jeweils eine Normalverteilung der abgetasteten Oberfläche verwendet.

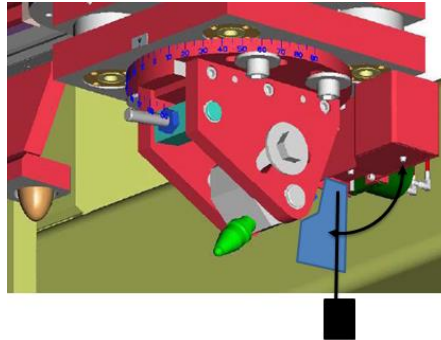


Abbildung 3-10: Ausklappbarer Laser nach (120)

Das von der Firma Kistler bestückte Dynamometer ist laut den Spezifikationen dafür vorgesehen, Belastungen in x- und z- Richtung bis zu 50 kN und in y-Richtung bis zu 30 kN zu messen. Mit dem Einbau wurde es auf die örtlichen Bedingungen kalibriert.

Um die Funktion und Qualität der Kraftmessdosen im Zeitraum der Versuche zu prüfen, wurden Versuche mit einem Kraftmessbügel durchgeführt. Die Anlage befand sich in einem ordnungsgemäßen Zustand und die Umrechnungsfaktoren in der Software waren richtig gesetzt. Derartige Versuche wurden mehrfach wiederholt, um die Qualität der Messungen über die gesamte Dauer der Forschungsarbeit sicherzustellen. (Vgl. Prüfbericht des 3D Messsystems – Kraftkalibrierung - (121) )

Die Kraftsensoren verfügen bauartbedingt über eine Drift, die über die Lebensdauer und je nach den Umgebungsbedingungen zunimmt. Nachdem in Untersuchungen festgestellt wurde, dass die Drift keine Abhängigkeit von der Kraft zeigte und der Gesamtfehler etwa linear mit der Messdauer stieg, wurden tägliche Driftmessungen vorgenommen um insbesondere bei langer Messdauer eine Korrektur durchführen zu können (Vgl. Prüfbericht des 3D Messsystems – Drift- #1, #2, #3 (122)). Während der Messung wurde keine Korrektur durchgeführt. Wenn nötig erfolgte die Normierung in einem zusätzlichen Schritt.

Voruntersuchungen dieser Arbeit zeigten, dass unter bestimmten Umständen die Sonderhobelmaschine durch die Schneidarbeit entlang der x-Achse zum Schwingen angeregt wird. In solchen Fällen kommt es zur Beeinflussung der gemessenen Kräfte (vgl. Abb. H-2). Während eine Schwingung keine Wirkung auf die mittlere Schnittkraft besitzt, beeinflusst sie dennoch die Momentanwerte und ändert damit die Extremwerte und die Verteilung der Messwerte gegenüber der waren Reaktion am Gestein. Mit Hilfe der Frequenzanalyse und einer Bandsperre im Bereich der Eigenfrequenz des Versuchsstandes kann der Einfluss auf die Schnittkraft kompensiert werden. Die geringe

Abhängigkeit von der Position des Meißels sorgt für eine relativ konstante Eigenfrequenz von etwa 105 Hz. Während eine Schwingung sich direkt auf die Schnittkraft überträgt, ist bei der Andruckkraft vor allem eine deutliche Erhöhung des Messwertes zu erkennen. Diese Beeinflussung wird in den Schneidexperimenten näher beschrieben. Eine nachträgliche Korrektur ist hier kaum möglich. Daher sollten Versuche so geplant werden, dass eine Nachbearbeitung nicht nötig ist. Der sicherste Weg zu solchen Versuchsbedingungen war eine starke Reduzierung der Schnittgeschwindigkeit (Vgl. Prüfbericht des 3D Messsystems –Schwingung/ Eigen-schwingung- (123)). Diese Maßnahme wurde bedarfsabhängig in den Versuchen eingesetzt.

Die bei den Versuchen verwendete Software ist Anhang I zu entnehmen. Entsprechend der in Kapitel 2 beschriebenen Einheit von Gestein, Maschinenteknik und Einsatztechnologie werden folgende Grundaussagen getroffen:

Die TU Bergakademie Freiberg verfügt mit der Sonderhobelmaschine über eine Prüfanlage, die es ermöglicht, Originalwerkzeuge zum Spanen in sinnvoller Orientierung mit realen Gesteinsproben interagieren zu lassen. Darüber hinaus lassen sich Schnittmuster gewöhnlicher, linear arbeitender, Schneidorgane nachahmen, indem sie aus einzelnen Schnitten zusammengesetzt werden. Aufgrund dieses Vorgehens sind Messungen die sich auf die Dynamik mehrerer gleichzeitig eingreifender Meißel beziehen, nicht möglich. Das System Prüfmaschine besitzt, aufgrund seiner Konstruktion bzw. in Verbindung mit der Antriebstechnik und Massenverteilung, eine vollständig andere Schwingungscharakteristik und erreicht nicht die üblichen Geschwindigkeiten von Meißeln an z.B. Continuous Minern oder Walzenschrämladern. Die Prüfmaschine verwendet einen Formschluss, um den Andruck auf das Gestein zu ermöglichen. Ihr Dienstgewicht und ihre Leistung sind daher ebenfalls nicht repräsentativ für reale Gewinnungsmaschinen. Die Maschine liefert jedoch Messwerte, die die Berechnung des notwendigen Dienstgewichtes und der Leistung einer Gewinnungsmaschine erlauben.

Die diskontinuierliche Funktionsweise schränkt, aufgrund von vergleichsweise langsamen Schnitten und langen Schneidpausen, die Verschleißprüfung unter Temperatureinfluss ein. Die großen, jedoch begrenzten Proben erschweren die statistische Absicherung von Versuchen in inhomogenen Gesteinen und die Beobachtung von Langzeiteffekten bei großen Spantiefen. Derartige Versuche sind daher kein Bestandteil dieser Arbeit. Die Maschine ist in der Lage Messdaten zu generieren, die auf reale Maschinen übertragbar sind. Die Versuche können genormt werden und bieten damit eine sehr gute Basis für Vergleichsmessungen. Die hier ermittelten Werte sind jedoch nur unter Beachtung der Vereinfachungen auf Gewinnungsmaschinen übertragbar.

### 3.4.2 Meißelwahl

Für eine Vergleichbarkeit der Schneid- und Schlagversuche, aber vor allem für eine spätere Kombination der beiden Lösearten zum aktivierten Schneiden, wird jeweils der gleiche Meißeltyp verwendet. Dabei handelt es sich um einen BSR112 von der Betek GmbH & Co KG aus Aichhalden (Abbildung 3-11, vgl. Abb. J-1). Er ist schlagunempfindlich und erfüllt die geometrischen Anforderungen des Schlagapparates. Der Meißelkörper besteht aus der Stahlsorte 34MnCrB4+Ti mit einer Zugfestigkeit von 1400-1680 MPa und einer Rockwell-Härte von 44-50 bzw. nach Vickers von 435-515. Der Meißelkopf besitzt einen ballistischen Hartmetalleinsatz mit 19 mm Durchmesser. Ca. 0,5 mm hinter der Spitze beträgt der Keilwinkel  $\beta = 94^\circ$ , nach 1,4 mm nur noch  $90^\circ$  und nimmt zum Schaft hin weiter ab. Das Hartmetall mit der Kennung *B-20G* besteht laut Produktkatalog (124) aus einem Gemisch mit 91,5% Wolframcarbid mit einer durchschnittlichen Korngröße von 20 Mikrometern, 8,5% Kobalt sowie in Summe weniger als 0,2% Titancarbid und Tantal-Niobium-Carbid. Die Dichte beträgt 14,65 g/cm<sup>3</sup>. Die Rockwell-Härte beträgt 86,5 nach Vickers (HV 10) 1100. Die Biegebruchfestigkeit des Hartmetalls ist mit 2100 MPa im Verhältnis zu anderen Sorten gering. Ursache dafür ist das grobe Korn, welches allerdings mit einem optimalen Kobaltgehalt den Meißel ideal im Spannungsfeld von Meißelbruch und abrasivem Verschleiß (125) positioniert.

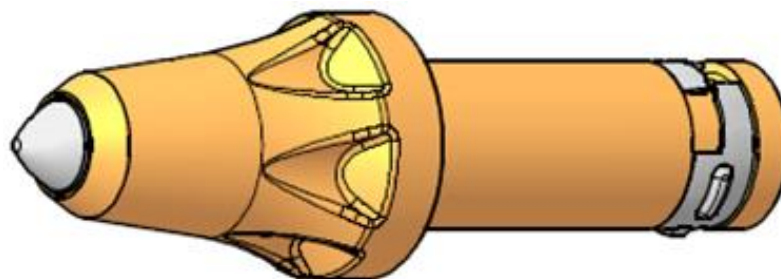


Abbildung 3-11: Betek Meißel BSR112 (126)

Der Schaft des Meißels wurde auf die Bohrung im Schneidversuchsstand angepasst und die sich ergebenden Spalten mit feinen Metallblechen aufgefüllt, um eine minimale Bewegungsfreiheit und damit möglichst genaue Ergebnisse zu produzieren. Weiterhin wurde der Meißel gekürzt, um im Verschleißtest eine milligrammgenaue Wägung durchführen zu können.

### 3.4.3 Schnittkonfiguration

Die folgenden Ausführungen erläutern Gründe für die Konfiguration der einzelnen Schnittparameter und bilden so Leitlinien für Anschlussuntersuchungen oder Ansatzpunkte für die Ursachenforschung bei Problemen im Feld.

Vorversuche zeigten eine Überprägung der Kräfte beim Spanen durch das Verhalten der Prüfmaschine. Insbesondere bei Kalkstein, Granit, Lamprophyr und Basalt\* kam es während des Schneidens abwechselnd zu ruckartigen Vorwärtsbewegungen und Ruhephasen des Meißels. Da sich das Verhalten der Sonderhobelmaschine deutlich von dem anderer Gewinnungsmaschinen unterscheidet, mussten die Schnitte so konfiguriert werden, dass die gemessenen Werte maßgeblich durch das Gestein bestimmt werden.

#### Spantiefe

Die Kräfte beim Spanvorgang werden maßgeblich durch die Spantiefe beeinflusst. Besonders bei geringen Spantiefen wirken sich Abweichungen deutlich aus und müssen deswegen minimiert werden. Zu den Gründen für abweichende Spantiefen gehören:

- Unebene Gesteinsoberflächen: wurden durch diamantgesägte Probekörper und die Justierung am Arbeitstisch auf ein Minimum begrenzt
- Elastische Verformung der Maschine: wurde, wenn bei den wirkenden Kräften möglich, durch größer eingestellte Spantiefen kompensiert
- Beweglichkeit des Meißels im Halter: wurde durch Metalleinlagen minimiert
- Verschleißende Meißel: wurden frühzeitig gewechselt oder die Schnittspur abschnittsweise ausgewertet
- Die Neigungsänderung des Blockes in seiner Halterung: wurde durch Wiederholung abgestellt oder der Versuch wurde abschnittsweise ausgewertet.

#### Anstellwinkel

Um eine optimale Übertragung der Versuche im Labor auf die realen Bedingungen im Dauereinsatz zu ermöglichen, müsste der Anstellwinkel eines neuen Meißels dem halben Keilwinkel entsprechen. Daraus ergäbe sich ein Freiwinkel von null Grad, was einem gleichmäßig verschleißenden Meißel entspricht. Der entsprechende Anstellwinkel von 47° konnte bei sehr festen Gesteinen nicht genutzt werden, da die Andruckkraft hier enorm anstieg und sich darüber hinaus ein Aufschwingen der Prüfmaschine ergab, welches bis an dessen Belastungsgrenze führte. Um gezielt die Andruckkraft zu senken, wurde der Anstellwinkel für alle Gesteine auf 50° erhöht. Mit der verkleinerten Kontaktfläche an der Freifläche, sank auch die Andruckkraft. Die Ergebnisse lassen sich daher nicht direkt auf

Meißel im Dauereinsatz übertragen. Die Tendenzen der Einzelkräfte und der spezifischen Energien zwischen den Gesteinen sollten davon aber nur gering beeinflusst sein.

### **Drehwinkel**

Der Drehwinkel soll in der Anwendung die Rotation und somit die gleichmäßige Abnutzung des Meißels sicherstellen. Beim Schwenken von Teilschnittmaschinen beugt er auch einer Fehlbelastung der Meißel vor. Bei der Untersuchung vollblockierter Schnitte bricht das Gestein symmetrisch zu beiden Seiten aus. Daher wird ein Drehwinkel von  $0^\circ$  eingestellt. Die teilblockierten Schnitte werden im Anschluss ebenfalls ohne Drehwinkel ausgeführt, da bei den geringen Spantiefen und der geringen Wiederholungszahl nicht mit einseitigem Verschleiß des Hartmetalleinsatzes im Meißel zu rechnen ist und die Anstellung des Meißels, gegenüber der Vollblockierung, nicht verändert werden soll.

### **Schnittgeschwindigkeit**

Auf Basis vorhandener, sowie eigener Messreihen auf der Sonderhobelmaschine wurde geschlussfolgert, dass sich die Schnittgeschwindigkeit nicht auf die Mittelwerte, sondern lediglich auf die Extremwerte der Schnittkraft auswirkt. Dies wird maßgeblich auf die stärker werden Schwingungen mit höher Geschwindigkeit zurückgeführt. Gleichzeitig stieg die Andruckkraft deutlich an. Für geringere Geschwindigkeiten wurde die Beeinflussung durch Schwingungen zunehmend vernachlässigbar. Als niedrigster Schwellwert und somit stellvertretend für alle Versuche mit Basalt, Lamprophyr, Granit und Kalkstein, wurde eine Schnittgeschwindigkeit von 0,01 m/s für die Bestimmung des Schneidwiderstandes identifiziert. In diesem Fall sorgt die innere Dämpfung der Maschine für ein Abklingen der Schwingung, bevor die nächste Auslenkung erfolgt. Aufgrund der langen Schnittdauer musste die Drift der Kraftmesswerte ausgeglichen werden. Lediglich für Beton und Sandstein konnte die Geschwindigkeit von 1,0 m/s genutzt werden. Die angepassten Geschwindigkeiten ermöglichten ein direktes Ablesen der Durchschnittswerte, aber auch der Momentanwerte, die somit das Verhalten des Gesteins widerspiegeln.

### **Repräsentative Schnittlänge und Wiederholungsanzahl**

Für die Beschreibung der Schnittkräfte werden hier Mittelwert und Standardabweichung genutzt. Eine repräsentative Schnittlänge wird erreicht, wenn beide statistischen Größen sich nur noch marginal verändern. Mehrere solcher Versuche prüfen die Wiederholbarkeit.

Abbildung 3-12 zeigt eine stilisierte Schnittkraftfunktion anhand des Graphen mit schmaler, einfacher Linie. Hier werden statistisch verteilte Spitzenwerte nach mehr oder weniger stetigen Anstiegen erreicht. Während des Ausbruchs von Gestein fällt die Kraft spontan ab. Zur Berechnung der repräsentativen Schnittlänge wird zu jedem Zeitpunkt der Mittelwert aller vorhergehenden Kraftmesswerte gebildet. Dieser spezielle Mittelwert, hier mit dicker

schwarzer Linie dargestellt, strebt wechselseitig auf einen Grenzwert zu. Ändert er sich für weitere Makrospäne nur noch unwesentlich, ist die repräsentative Schnittlänge erreicht. In dieser Arbeit wurde die zu prüfende Länge für weitere Makrospäne gleich der 3-fachen Spantiefe angenommen und eine Schwelle von 5% gesetzt. D.h. in der dem aktuellen speziellen Mittelwert folgenden Schnittlänge ( $=3 \times$  Spantiefe) war die Differenz aus maximalem und minimalem speziellem Mittelwert geteilt durch den aktuellen speziellen Mittelwert stets kleiner als 5%. Durch die Definition der Länge über die Spantiefe wird den größer werdenden Makrospänen Rechnung getragen. Dies ist notwendig, da die Ausbrüche immer seltener werden und sich die Funktion daher langsamer stabilisiert.

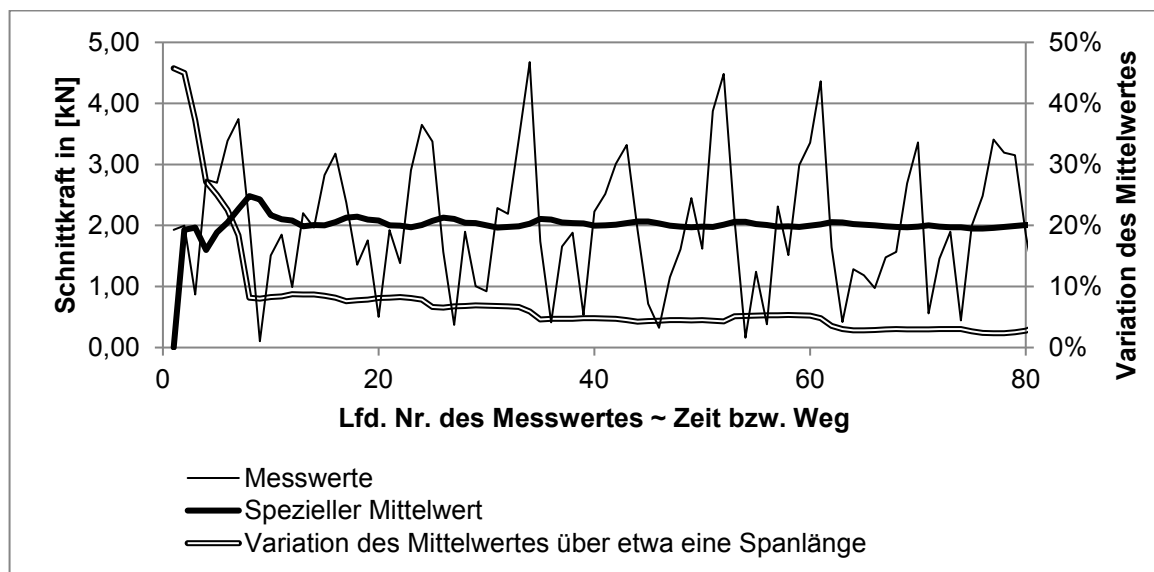


Abbildung 3-12: Beispiel für die repräsentative Schnittlänge, Prüfbereich = 20 Messwerte

Der spezielle Mittelwert stabilisierte sich in Vorversuchen sehr schnell, so dass nach einer Schnittlänge von etwa der 10-fachen Spantiefe die repräsentative Schnittlänge definiert werden konnte. Zusätzliche Schnittlängen können daher als Einzelschnitte betrachtet werden, was die Anzahl der nötigen Versuche deutlich verringert. Insbesondere für gestörte Gesteine ist dies neu zu prüfen.

### Meißelwechselintervall

Da die Form des Meißels den passiven Schneidwiderstand stark beeinflusst wurde der Verschleiß auf ein Minimum begrenzt. Prinzipiell wurden Meißel nach jedem Einzelschnitt gedreht, um eine gleichbleibende Kontaktfläche bzw. Schneidenform im Schnitt zu gewährleisten. Bei zu großer Abnutzung wurde ein neuer Meißel verwendet. Die Abnutzung innerhalb eines Schnittes galt als vernachlässigbar. Da kein geeignetes Maß für die Beschreibung des Verschleißes vorlag, wurden als Anhaltswerte für den Meißelwechsel, die Sichtkontrolle auf Kratzer, Bruch oder plastische Verformung, sowie das Abtasten der Oberfläche auf Asymmetrie genutzt. Im Zweifel wurden Meißel ebenfalls ausgetauscht. Bei



Voruntersuchungen mit hohen Schnittgeschwindigkeiten brach die Meißelspitze im Granit regelmäßig und verschliss zu schnell. Wie oben beschrieben, waren erst durch langsamere Schnitte Messreihen unter konstanten Bedingungen umsetzbar. Dies galt dann auch für den Verschleiß.

### **Abtastung der Messwerte**

Die Messung wurde so hoch aufgelöst, dass sich die Eigenfrequenz des Prüfstandes mit Hilfe der Fast-Fourier-Transformation gut prüfen ließ. Dazu war mindestens 1 kHz notwendig. Damit sich außerdem mindestens 10 Messwerte pro Millimeter Schnittlänge ergaben, war ab einer Schnittgeschwindigkeit von 0,1 m/s die Abtastfrequenz zu erhöhen. Bei 1 m/s war sie z.B. 10 kHz oder höher. Auf diese Weise konnten Kraftmaxima besser angenähert werden.

### 3.5 Schlagendes Lösen

Für die Untersuchung der Wirkung von Einzelschlägen – ihrer Größe, Orientierung und Konstellation zueinander – ist keine Serientechnik verfügbar. Daher wird ein Schlagapparat zur Kombination mit dem Schneidprüfstand konzipiert und gefertigt. Nach der Überprüfung der Funktionen werden die Widerstandseigenschaften der Gesteine gegenüber diesem Löseverfahren studiert. Ähnlich dem Schneidwiderstand wird zunächst ein Referenzwert bezüglich des Schlagwiderstandes bestimmt, der einen objektiven Vergleich zwischen verschiedenen Gesteinen zulässt. Er dient als Basis für die Übertragung vorhandener Erfahrungen von einem Einsatzort zum anderen. Zusätzliche Versuche zur Optimierung des Lösevorgangs erfolgen an zwei ausgewählten Gesteinen. Durch die Nutzung von Einzelschlägen ist es möglich, den Löseerfolg nach jedem Schlag zu prüfen und gegebenenfalls die Werkzeugparameter sofort zu ändern. Die minutiöse Betrachtung hilft insbesondere bei der Bewertung schwankender Gesteinseigenschaften, die in gemittelter Darstellung die Ursachenanalyse erschweren würden. Die schrittweise Durchführung kann unter anderem der Überbelastung von Bauteilen durch falsche Lastannahmen vorbeugen. Ebenso werden dynamische Wechselbeziehungen auf ein Minimum reduziert und somit dem Verhalten des Gesteins eine höhere Bedeutung gegeben.

Es werden ebenfalls Werkzeuge im Maßstab 1:1 verwendet.

#### 3.5.1 Entwicklung eines Schlagapparates als Anbau an den Schneidprüfstand

Der konzipierte Schlagapparat wird als Anbau an die vorhandene Sonderhobelmaschine der TU Bergakademie Freiberg umgesetzt. Hierbei nutzt er den Arbeitstisch inklusive der Positionierung des Meißels und kann zukünftig auch für die Aktivierung umgerüstet werden. Darüber hinaus ist es mit Hilfe des vorhandenen Lasers möglich, die Oberfläche zu erfassen und so auf bekannte Weise das Ausbruchsvolumen zu bestimmen. Die Umhausung des vorhandenen Prüfstandes garantiert die Trennung von Bedienpersonal und Gefahrenquelle und sorgt somit für ein sehr geringes Risiko bei der Nutzung der Anlage. Der Schlagapparat wird von der Caterpillar Global Mining Europe GmbH (ehemals Bucyrus Europe GmbH) beigestellt. Für eine klare Trennung von Besitz, Funktion und Gewährleistungsansprüchen bzw. für die mögliche unabhängige Verwendung von Schlagapparat und Sonderhobelmaschine wird der Schlagapparat als autarkes System geplant. Der Schlagapparat benötigt daher eine separate Steuerung, sowie Mess- und Regeltechnik. Abbildung 3-13 zeigt das Schema der Interaktion von Schlagapparat und

Sonderhobelmaschine. Beide Teilsysteme verfügen über eine Eingabe, Funktionen und Ausgabe, welche in der ersten Ausbaustufe unabhängig bedient werden müssen und deren Ergebnisse auch ausschließlich extern vom Bediener zusammengeführt werden. Durch die gestrichelten Pfeile sind vorgesehene Möglichkeiten zur abhängigen Regelung beider Komponenten markiert, welche die Erforschung der Aktivierung erleichtern können.

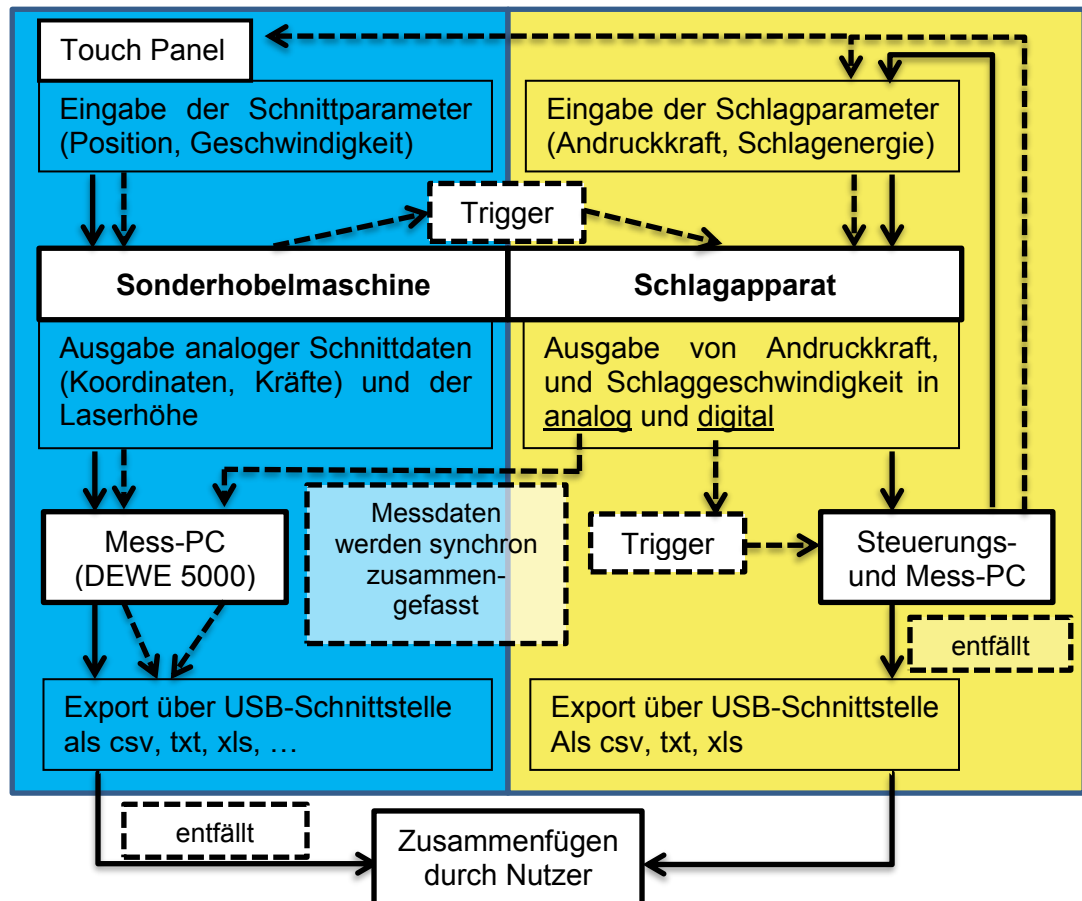


Abbildung 3-13: System von Schlagapparat und Sonderhobelmaschine (Umbau Phase: 1 — ; 2 - - -)

Zusätzlich zur Schnittstellendefinition und sicherheitlichen Aspekten wurden funktionale Anforderungen in das Lastenheft aufgenommen. Dazu gehörten die Andruckkraft, die Aufnahme von Meißeln, eine regelbare Einzelschlagenergie, sowie geometrische Bedingungen zum Anbau an den Schneidversuchsstand.

Die Ausgestaltung des Konzeptes und Anfertigung des Schlagapparates wurden bei der Firma IAMT Prüfsysteme in Auftrag gegeben. Das System Schlagapparat besteht aus dem pneumatischen Schlagapparat selbst, der Ventilinsel, der Druckluft-Wartungseinheit, sowie Schaltschrank und Bediencomputer (Abbildung 3-14).



a) Schlagapparat



b) Druckluft-Wartungseinheit



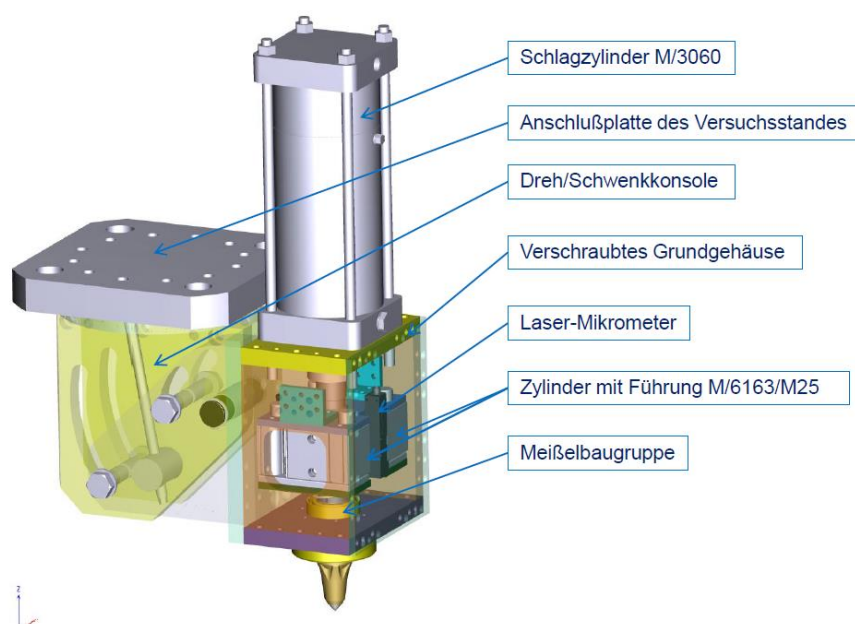
c) Bediencomputer



d) Schaltschrank

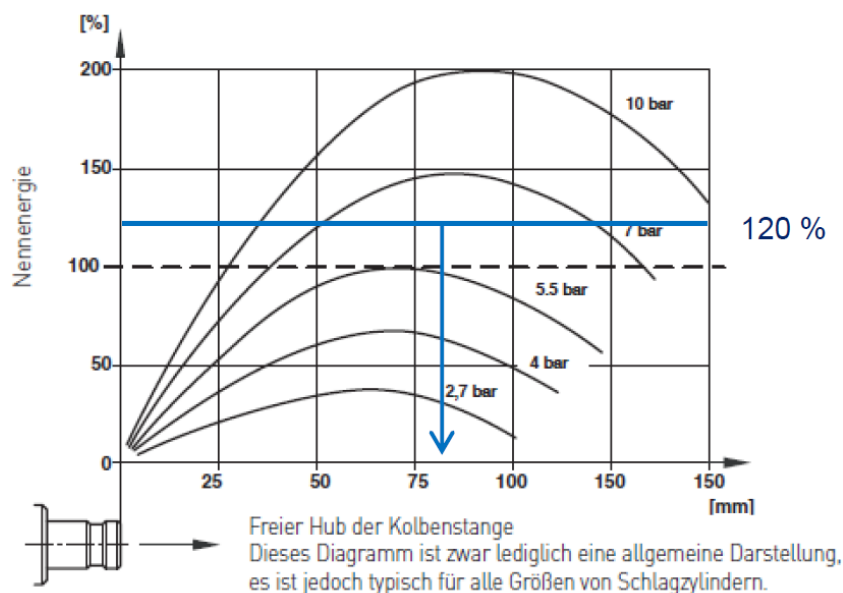
**Abbildung 3-14: Funktionseinheiten des Systems „Schlagapparat“**

Der Schlagapparat selbst besteht aus der Anschlussplatte zur Sonderhobelmaschine, der Konsole zur Einstellung von Drehwinkel und Neigung und dem daran befestigten quaderförmigen Grundgehäuse mit Schlag- und Andruckzylindern sowie Meißelbaugruppe. Bei dem Meißel handelt es sich um den aus Kapitel 3.4.2 bekannten BSR112 der Firma Betek, der unverändert genutzt werden kann. (Abbildung 3-15).

**Abbildung 3-15: Aufbau von Schlagapparat und Adapter (127)**

Die Schlagenergie wird durch den von der Firma NORGREN stammenden Schlagzylinder in das System gebracht. In ihm befinden sich eine Druckkammer sowie ein ca. 12,2 kg schweres Massstück, aus Schlagkolben und Kolbendeckel. Bei 5,5 bar Luftdruck beträgt die potenzielle Energie ca. 253 J bzw. 100% Nennenergie (Abbildung 3-16). Durch die Regelung des Druckes kann die potenzielle Energie aber auch deutlich gesteigert werden. Wie gut die potenzielle Energie der Druckluft in kinetische Energie umgesetzt wird, hängt neben der Reibung, vor allem auch vom Hub des Kolbens ab. Da dieser in Grenzen durch die Konstruktion des Schlagapparates vorgegeben ist, besteht im Schlagapparat eine direkte Abhängigkeit von Druck und Einzelschlagenergie.

Um den Kontakt des Meißels zum Gestein sicherzustellen, kann eine aktive Andruckkraft von über 5 kN und ein Weg von ca. 20 mm realisiert werden. Dazu finden zwei parallel arbeitende, jeweils doppelte Pneumatikzylinder von der Firma NORGREN Anwendung.



**Abbildung 3-16: Einzelschlagenergie in Abhängigkeit von Betriebsdruck und Kolbenweg (128) (129)**

Schläge sind mit einem Anstellwinkel zwischen 45° und 90° zur Arbeitsebene der Sonderhobelmaschine ausführbar. Je nach Neigung ist darüber hinaus auch eine Verdrehung bis zu 75° möglich. Trotz der veränderten Orientierung bleibt die Schlagwirkung in Richtung der Symmetrieachse des Meißels bestehen.

Mit Hilfe der Sonderhobelmaschine wird der Schlagapparat auf dem Gestein positioniert. Nun wird der Meißel über die Andruckzylinder pneumatisch an das Gestein gepresst und über den Schlagzylinder ein Schlag ausgeführt. Der PC des Schlagapparates registriert die eingestellte Einzelschlagenergie und Andruckkraft mit zugehörigem Datum und Zeit, der Mess-PC der Sonderhobelmaschine misst dagegen die Kräfte und Position des Meißels. Nach dem Schlag kann mit Hilfe des an der Sonderhobelmaschine vorhandenen Lasers

außerdem die Oberfläche erfasst und das Ausbruchsvolumen bestimmt werden. Eingaben sind in beiden Systemen nötig, da die Funktionen von Sonderhobelmaschine und Schlagapparat getrennt gesteuert werden. Die jeweiligen Aufzeichnungen müssen ebenfalls aus beiden Computern zusammengeführt werden.

### 3.5.2 Energieumwandlungen im Schlagapparat

Der Schlagapparat soll präzise, reproduzierbare Schläge ausführen, um Einflüsse auf die Schlageffizienz zu untersuchen. Zur Vorbereitung und späteren Auswertung der Versuche ist die Funktionalität und die Wirksamkeit des Schlagapparates zu prüfen. Darüber hinaus soll die Wiederholbarkeit der Messungen geprüft werden, da nicht während jeder Messung eine Prüfung der Verluste erfolgen kann.

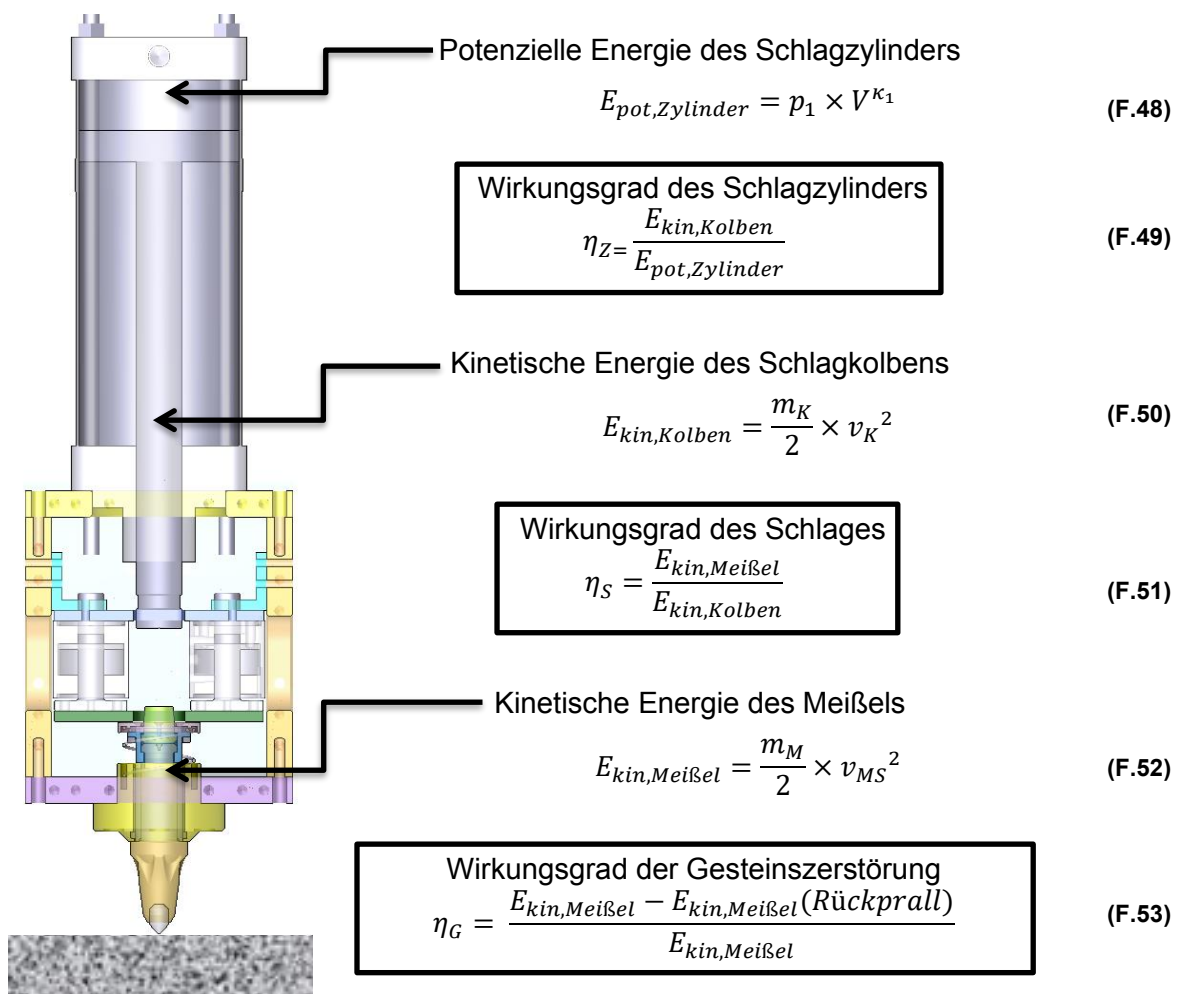


Abbildung 3-17: Schaubild der Energieumwandlungen beim Schlagen



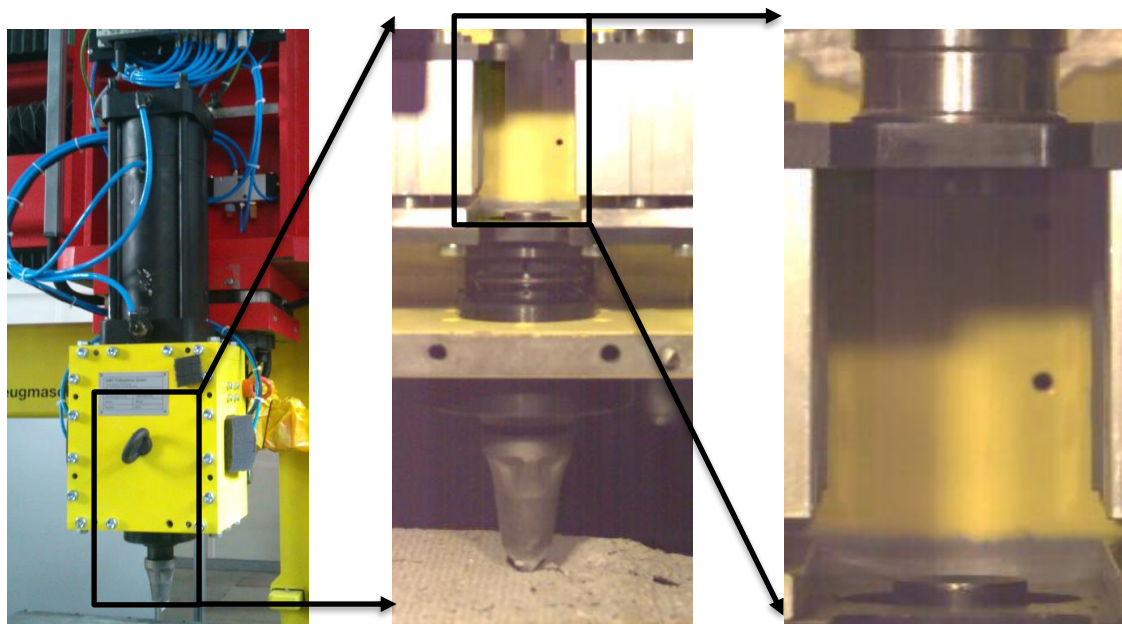
### Wirkungsgrad des Schlagzylinders

Für die Nutzung des Schlagzylinders wird am Bedien-PC die potenzielle Energie in Joule gewählt. Die Software ermittelt den dazu notwendigen Druck im Schlagzylinder und regelt ihn ein. Die Umrechnung entstammt dem Datenblatt des Schlagzylinders (Abbildung 3-16) und der Annahme einer Kolbenhublänge von ca. 80 mm beim Stoß des Meißels. Im Bereich dieses Hubes wird die maximale kinetische Energie erreicht. Kleine Hubabweichungen beeinflussen diese nur gering. Die eingestellte Nennenergie des Schlagzylinders wird unter Reibungs- und Strömungsverlusten, sowie durch die polytrope Zustandsänderung des Gases vermindert und in kinetische Energie des Kolbens überführt. Zur Beschreibung dieser Energieumwandlung wird hier der Wirkungsgrad des Schlagzylinders ( $\eta_Z$ ) eingeführt.

Wirkungsgrad des  
Schlagzylinders

$$\eta_Z = \frac{E_{kin,Kolben}}{E_{pot,Zylinder}} \quad (F.49)$$

Die kinetische Energie des Schlagkolbens wird über seine Geschwindigkeit bestimmt. Dazu werden mit Hilfe einer Hochgeschwindigkeitskamera (vgl. Anhang I) bis zu 10.000 Bildern pro Sekunde erstellt, die die Position des Kolbens jeweils genau festhalten. Detail 2 der Abbildung 3-18 stellt den Bildausschnitt dar, in dem der Weg des Schlagkolbens von der Ruhelage, bis zum Aufprall mit dem Meißelende, betrachtet werden kann. Bauteile geben die Möglichkeit einer Umrechnung zwischen den Pixelpositionen bzw. -distanzen im Bild und den realen Längen in Millimeter. (Vgl. Bericht: Prüf-KEuR-2)



Schlagapparat – komplett

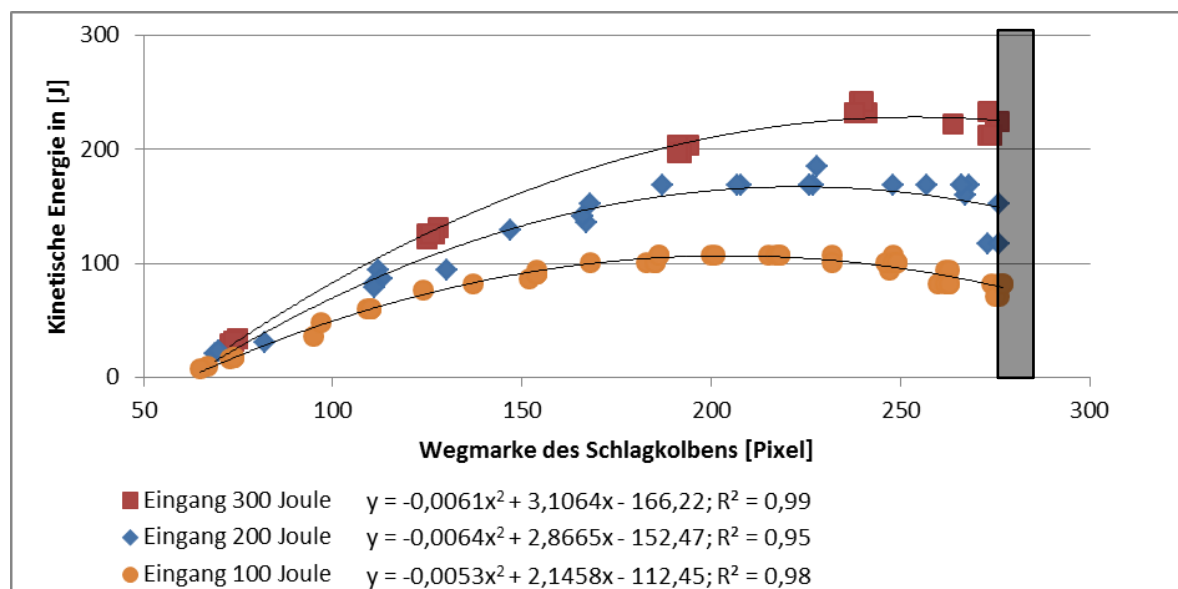
Schlagapparat – Detail 1

Schlagapparat – Detail 2

Abbildung 3-18: Bildausschnitt zur Messung der Schlagkolbenbewegung

Die Bestimmung der momentanen Geschwindigkeit erfolgt schrittweise über jeweils 2 Bilder mit unterschiedlicher Zeitmarke. In jedem Bild wird die Position des Schlagkolbens anhand einer markanten Stelle und ihrer Pixelkoordinate bestimmt. Anschließend erfolgt die Berechnung der Differenz zwischen den beiden Aufnahmen. Die verstrichene Zeit zwischen den Aufnahmen ist durch die Aufnahmegeschwindigkeit der Kamera (Bilder pro Sekunde) und die laufende Nummer der Bilder definiert. Die so ermittelten einzelnen Geschwindigkeiten werden bis zum Zeitpunkt des Aufpralls bestimmt und mittels einer Regressionskurve angenähert. Der Schnittpunkt der Regressionskurve mit dem Hub der Kolbenstange beim Aufprall ergibt die Auftreffgeschwindigkeit und somit die kinetische Energie, die dem Kolben beim Stoß zur Verfügung steht. Zur Überprüfung der Reproduzierbarkeit werden jeweils fünf Schläge mit gleicher potenzieller Energie durchgeführt und ausgewertet.

Die Ergebnisse sind in Abbildung 3-19 zusammengefasst. Die Regressionskurven, Polynome 2. Grades, zeigen eine gute Übereinstimmung bei der Wiederholung eines eingestellten Druckes. Eine Einzelprüfung jedes Schläges ist aus diesem Grund nicht notwendig. Sie könnte sogar zu unnötigen Fehlern führen, da sich kleine Ablesefehler deutlich auswirken. Aus eben diesem Grund müssen die Distanzen zwischen den Bildern bei höheren Energien vergrößert werden. Im Gegensatz zur Einzelmessung kann mit Hilfe der Regressionskurve, die tatsächliche Einzelschlagenergie bei einem gegebenen Einstellwert zuverlässig angegeben werden. Der relative Fehler der kinetischen Energie bei den fünf Versuchen mit 300 J betrug im Hochpunkt der Kurve 2,5%.

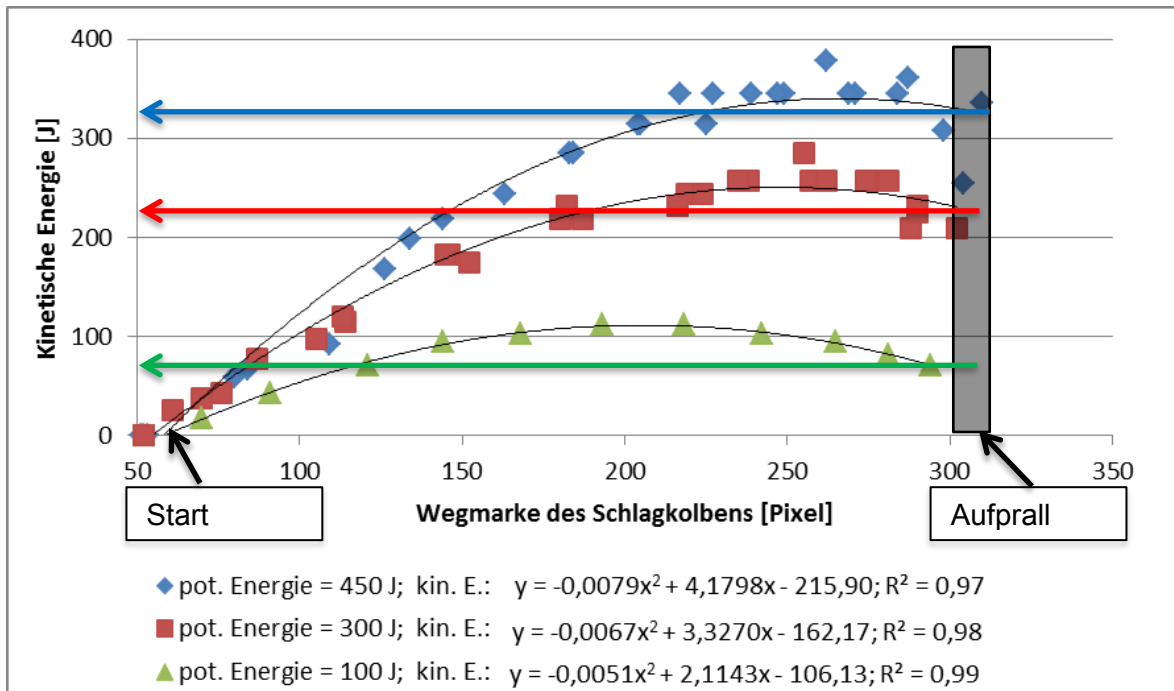


**Abbildung 3-19: Reproduzierbarkeit kinetischer Energien im Überblick (alter Schlagzylinder)**

Da der Schlagzylinder getauscht werden musste erfolgte eine erneute Prüfung mit sehr ähnlichen Ergebnissen. Sie wurde mit potenziellen Energien von 100 J, 300 J und 450 J



durchgeführt, wobei der Wirkungsgrad jeweils ca.  $\eta_z \approx 75\%$  betrug, wie Abbildung 3-20 verdeutlicht. Die geringe Abweichung zum alten Zylinder resultierte aus dem verschieden stark ausgefahrenen Meißel und der daraus folgenden, unterschiedlich langen Bewegung des Schlagkolbens. In den Versuchen wurde daher besonderes Augenmerk auf geringe Unterschiede des Hubes gelegt. Dazu wurde jeder Versuchsblock nivelliert und alle Schläge bei der gleichen Distanz zwischen Meißelspitze und Gesteinsoberfläche durchgeführt.



**Abbildung 3-20: Wirkungsgrad des neuen Schlagzylinders - kinetische Energien im Überblick**

Die im Diagramm veranschaulichten Daten zeigen zwei Momentaufnahmen des Zustandes der Zylinder. Trotz der langen Nutzungsdauer durch die Vorversuche ergaben sich jedoch nur minimale Unterschiede zwischen einem neuen und einem im Schlagapparat häufig benutzten Zylinder. Vom Hersteller NORGREN wurde eine Lebensdauer von 3000 km Hubweg angegeben, die sich bei sauberer, jedoch ungeölter Luft um ein Drittel verkürzen würde. Weiterhin führe eine horizontale Lagerung ebenso zur Verringerung um ein Drittel.

Demnach ist im konkreten Fall eine Lebensdauer von mindestens 1000 km zu erwarten. Bei einem Hub von unter 0,1 m je Richtung wären insgesamt über 5 Mio. Schläge möglich. Da die tatsächliche Nutzungsdauer des Zylinders im Schlagapparat nur einem Bruchteil der möglichen Nutzungsdauer entspricht, wird ein gleichbleibender Wirkungsgrad erwartet.

### Wirkungsgrad des Schlages zwischen Kolben und Meißel

Die kinetische Energie des Kolbens soll durch einen Kraftstoß möglichst vollständig auf den Meißel übergehen. Nach der Theorie zur Impulsübertragung zwischen Stäben sollte dazu:

- der gestoßene Partner mindestens doppelt so lang sein wie der stoßende
- jeder Stoßpartner gleiche Materialien und Durchmesser aufweisen
- die Kontaktfläche völlig eben sein
- die Schlagpartner keine Querschnittssprünge aufweisen

Da diese Anforderungen nicht eingehalten werden, ist mit einer Abweichung gegenüber dem Idealfall und demzufolge einer unvollständigen Übertragung des Impulses zu rechnen. Bei einem elastischen Stoß werden so lange Kräfte übertragen, wie sich die Partner berühren. Die Berührung endet, wenn die erste Druckwelle, die am Ende eines Partners reflektiert als Zugwelle reflektiert wurde, die Kontaktstelle des Schlages erreicht hat. Bei der gegebenen Konstellation bedingt der kurze Meißel, dass die Kraftreaktion am Gestein die Impulsübertragung zwischen Kolben und Meißel beeinflussen kann. Es gibt daher verschiedene mögliche Reaktionen, weswegen der Wirkungsgrad messtechnisch bestimmt werden soll. Stellvertretend für die möglichen Fälle des Gesteinsverhaltens bei schlagender Beanspruchung, werden zwei Extreme betrachtet.

1. **Loses Ende:** Das Gestein besitzt nur einen so geringen Widerstand, dass der Meißel eine nahezu unbeeinflusste Flugphase besitzt.
2. **Festes Ende:** Die Meißelspitze liegt vor dem Schlag am Gestein an, jedoch wird beim Schlag kein Gestein gelöst. Es kommt zur teilweisen Reflektion des Impulses.

Die theoretischen Betrachtungen, sowie Messanordnungen und deren Auswertung sind Anhang C zu entnehmen.

Unter den benannten Versuchsbedingungen, Annahmen und Vereinfachungen in Fall 1 und Fall 2 kann angenommen werden, dass zwischen 23%...50% der kinetischen Energie des Kolbens beim ersten Stoß auf den Meißel übertragen werden. Gibt das Gestein frühzeitig nach, so wird beim ersten Schlag ein kleiner Wert erreicht. Für sehr hohe Widerstände ist die Übertragung mit einem größeren Wirkungsgrad gekennzeichnet. Für einen hohen Wirkungsgrad ist es generell sinnvoll die Länge des Schlagkolbens auf maximal die Hälfte der Meißellänge zu beschränken. Zusätzlich können Messungen mit Kraftmessdosen helfen, um die tatsächlich eingeleiteten Kräfte zu bestimmen. Dabei sollte auch auf eine vollständige Verbindung der Platte zum „Boden“ geachtet werden.

### 3.5.3 Einfluss neu geschaffener Freiflächen entlang einer Schlagspur

Da Freiflächen den Widerstand des Gesteins verringern, sollten Folgeschläge immer auch die Freiflächen des vorherigen Schlages nutzen. Prinzipiell stehen dazu zwei Möglichkeiten zur Verfügung. In Anlehnung an das Spanen mit rotierenden Werkzeugen werden hierfür die Begriffe *degressiver* und *progressiver* Span verwendet. Von einem *degressiven* Span wird gesprochen, wenn im Spanverlauf die Spanstärke abnimmt. Hierdurch sinken während des Spanens sowohl Andruckkraft als auch Schnittkraft. Ein *progressiver* Span ist dagegen mit einer anwachsenden Spanstärke, Andruckkraft und Schnittkraft verbunden. Der Vorteil der letztgenannten Variante liegt darin, dass das Gestein im Bereich der größten Spanstärke die geringste Blockierung besitzt und demzufolge stark auf Biegung und Zug beansprucht wird. (Abbildung 3-21).

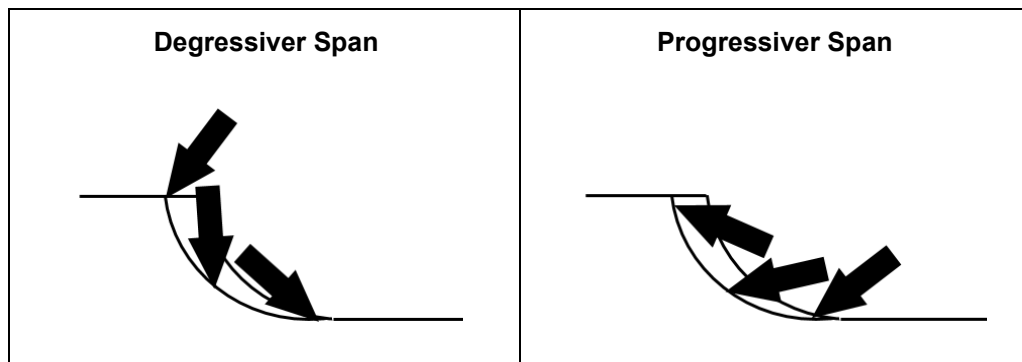


Abbildung 3-21: Spanformen bei rotierenden Werkzeugen

Bei einem Bohrhammer wirkt die Schlagenergie senkrecht zur Gesteinsoberfläche. Der Meißel wird von einem Schlag- bzw. Spanvorgang zum nächsten, gedreht. Das heißt er wird seitlich um einen definierten Betrag, nämlich die Spanlänge, versetzt. Die entstehende Spanform ist demzufolge *degressiv*. Die Spanbildung erfolgt auf vorgegebenen Bahnen und erzeugt so Spanfurchen. Dabei wirkt die vom Schlag eingeprägte Spannung allseitig und kann lediglich von der zusätzlichen Freifläche der vorhergehenden Krater profitieren. Im Gegensatz zur Bohrtechnik ist es bei der maschinellen Gewinnung möglich, die Schläge unter einem anderen Anstellwinkel als  $90^\circ$  durchzuführen. Da der Meißel, bei senkrechter Ausrichtung, versucht einen Span horizontal in Richtung des vorherigen Kraters zu verschieben, wird in den Versuchen zuerst die Kraft so eingeleitet, dass die Meißelspitze in Richtung des vorhergehenden Schlagkraters deutet. Der Anstellwinkel zwischen der vorhandenen „Schlagspur“ und dem Meißel ist somit größer als  $90^\circ$  (vgl. Abbildung 3-22). Der Schlagvorgang kann aber auch mit progressiver Spanbildung ausgeführt werden. Dazu trifft der Meißel auf die Innenseite eines vorhergehenden Kraters. Die Meißelspitze dringt

unterhalb der ersten Spanebene ein und profitiert von der großen, oberhalb liegenden Freifläche. Der Anstellwinkel des Meißels beträgt hierbei unter  $90^\circ$  (vgl. Abbildung 3-23). Beide Varianten sind aus der Praxis bekannt und werden daher näher untersucht, um die Vorzugsvariante zu wählen.

### Einflüsse auf die degressive Arbeitsweise

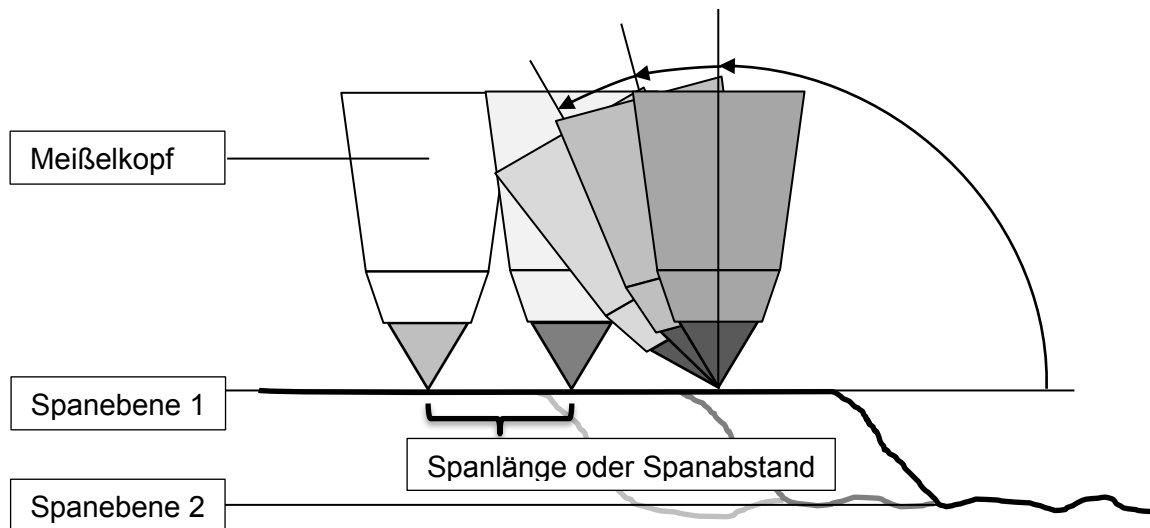


Abbildung 3-22: Degressiver Spanvorgang beim Schlagen

Zur Überprüfung günstiger Parameter wurden sowohl der Anstellwinkel als auch die Abstände zwischen den Einschlügen (Spanlängen) systematisch variiert. Die Anzahl der Versuche für die jeweiligen Konfigurationen sind der folgenden Tabelle zu entnehmen. Die Andruckkraft wurde jeweils mit 3 kN beibehalten.

Tabelle 3-3: Konfiguration und Anzahl der Versuche für Lamprophyr und Beton

	Beton				Lamprophyr				
	Abstand [mm]				Abstand [mm]				
Anstellwinkel [°]	10	20	30	40	10	15	20	25	45+
90	42	43	30 {28}	22	46	32	23	19	31
105			30 {16}			32	23		
120			30			32	23		
Schlagenergie 180 {225} J, Andruckkraft 3000 N					Schlagenergie 180 J, Andruckkraft 3000 N				

### Einflüsse auf die progressive Arbeitsweise

Der progressiv arbeitende Schlag ist an das aktivierte Schneiden angelehnt. Der Meißel wird auf einer definierten Spantiefe mit dem Gestein in Kontakt gebracht und ein Schlag ausgeführt. Anstelle eines kontinuierlichen, quasistatischen Spanes erfolgt der Lösevorgang innerhalb der „Schlagspur“ durch einzelne Schlagimpulse. Zwischen den Einschlägen muss der Meißel über eine variable Länge verschoben werden, bevor er wieder am Gestein anliegt. Aufgrund der Bewegungsrichtung ist der Meißel mit einem Anstellwinkel unter  $90^\circ$  zur Spanebene angestellt, so dass seine Spitze in Spanrichtung deutet (Abbildung 3-23).

Zur Einschätzung eines günstigen vollblockierten Spanvorgangs wurde zunächst der Anstellwinkel hinsichtlich der spezifischen Energie untersucht. Unter Berücksichtigung der maximal erreichbaren Spantiefe bei einer gegebenen Einzelschlagenergie, erfolgte dann die Beurteilung der größten Effizienz bei gegebener Einzelschlagenergie. Ausgehend von diesem Wert, wurden Parameter für die flächenhafte Bearbeitung, nämlich Spurabstand und Drehwinkel untersucht und so die Basis für ein Prognosemodell zum aktivierten Schneiden geschaffen, das den Vergleich mit der schneidenden Gewinnung und damit auch die Wahl der technisch überlegenen Löseart erlaubt.

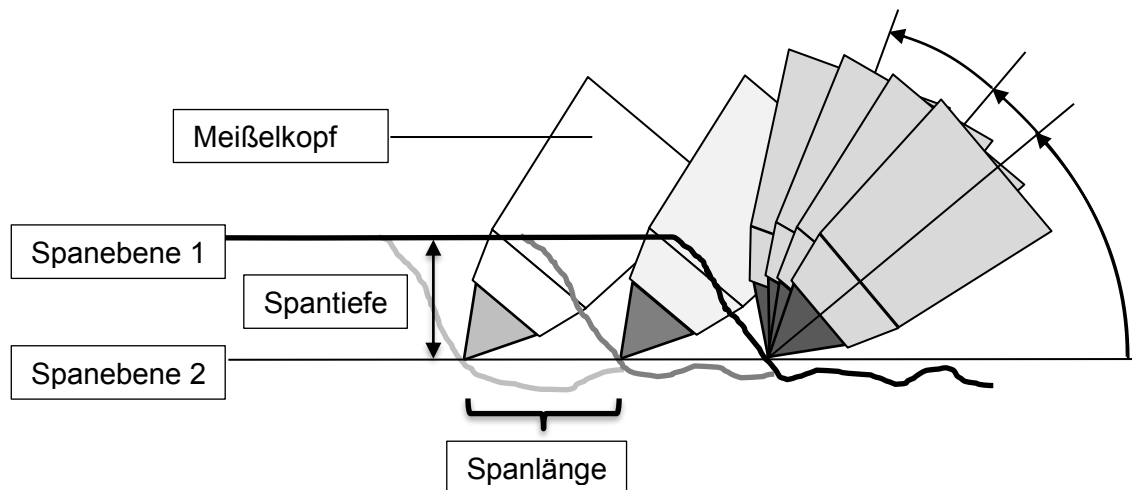


Abbildung 3-23: Progressiver Spanvorgang beim Schlagen

### Anstellwinkel

Die Untersuchungen wurden mit einer Einzelschlagenergie von 180 J und einer Spantiefe von 5 mm begonnen. Dazu wurde der Anstellwinkel in  $5^\circ$  Schritten von  $50^\circ$  auf  $75^\circ$  erhöht.

### **Maximale Spantiefe bei gegebener Einzelschlagenergie**

Bei Einzelschlagenergien von 82,5 J; 180 J und für Lamprophyr auch 300 J wurde die spezifische Schlagenergie in Abhängigkeit der Spantiefen 5 mm, 10 mm und 15 mm untersucht.

## **3.6 Korrelation der Untersuchungsergebnisse**

Es wird davon ausgegangen, dass zwei Gesteine, bei gleichem Verhalten im Labor, unter ähnlichen Bedingungen auch in situ ein ähnliches Widerstandsverhalten zeigen. Sind zwei oder mehr Gesteine mit ähnlichem Schneidwiderstandsverhalten im Labor und im Einsatz bekannt, so lassen sich anhand von Laborversuchen auch Prognosen für den realen Einsatz ableiten und auf einen neu zu planenden Gewinnungsort übertragen.

Heyne (130) führte eine multivariante Regressionsrechnung an 168 Gesteinen durch, um die Wirkung von 15 Parametern auf die Bruchenergie zu bestimmen. Demnach war das Bestimmtheitsmaß unter Verwendung aller 15 Parameter ca. 74%. Den höchsten Einfluss hatten dabei 1. Druckfestigkeit, 2. Zugfestigkeit, 3. Mohs Härte und 4. Schleifhärte. Parameter wie die Longitudinalwellengeschwindigkeit, Korngröße, Dichte und der dynamische E-Modul waren dagegen von minderer Bedeutung. Obwohl Heyne damit eine Gleichung zur Bestimmung der Bruchenergie angeben konnte, fehlt ein zuverlässiges Modell, welches die Parameter des Schnittes und des Werkzeuges einbezieht. Aus diesem Grund ist seine Gleichung nicht auf einen Schneidvorgang übertragbar. Im Gegensatz dazu beziehen sich die folgenden Korrelationen auf real gemessene Größen im Zusammenhang mit Lösevorgängen von Festgesteinen.

Die wichtigste Aufgabe dieser Korrelationsanalyse ist die Prognose der Löseeigenschaften der Gesteine beim Schneiden und Schlagen. Als Hauptgrößen für das Löseverhalten werden der passive Schneidwiderstand, der passive Schlagwiderstand und der Verschleiß der Meißel betrachtet. Darüber hinaus wird auch geprüft, wie gut jeweils zwei Parameter miteinander korrelieren, um alternative Bestimmungsmöglichkeiten zu erkennen.

Für diese Aufgaben wird sowohl eine Korrelationsmatrix als auch einzelne Betrachtungen erstellt. Innerhalb der Matrix werden die einzelnen Eigenschaften wie Dichte oder Druckfestigkeit untereinander und die Funktionswerte der jeweiligen Gesteine nebeneinander aufgelistet. Jede Zelle kennzeichnet also das Verhalten eines Gesteins bei einer bestimmten Prüfung. Dieses Verhalten wird unter Zuhilfenahme von Wiederholungsversuchen aus dem jeweiligen Mittelwert bzw. Median gebildet.

Die Tabelle gliedert sich in die Teilbereiche:

- A. Mechanische Eigenschaften
- B. Schneideigenschaften inkl. Verschleiß
- C. Schlageigenschaften
- D. Zusammengesetzte Größen

Die ersten drei Bereiche spiegeln die bisher beschriebenen Experimente wider. Der letzte Bereich beinhaltet Größen, die aus den Ergebnissen mehrerer Prüfungen berechnet werden, wie z.B. die Sprödigkeit. Zusammengesetzte Größen vereinen den Einfluss mehrerer Parameter.

Für die Korrelationsprüfung werden die Eigenschaften jeweils einmal vertikal und einmal horizontal angeordnet, so dass eine Matrix entsteht. Der Inhalt einer jeweiligen Zelle enthält den quadrierten Korrelationskoeffizient der entsprechenden Eigenschaften aus Zeile und Spalte dieser Zelle. Die Zellen erreichen theoretisch Werte von 0 bis +1, wobei 1 für eine sehr gute Korrelation steht. Werte von 0,75 und weniger werden rot markiert und sind hier ungenügend. Wird mit 0,85 ein mittlerer Korrelationskoeffizient erreicht, so erhält die Zelle blaue Farbe. Bei sehr guter Korrelation ab 0,95 erhalten Zellen die Farbe Grün. Die dazwischen befindlichen Werte sind mit Mischfarben markiert. Tabelle 3-4 zeigt den prinzipiellen Aufbau der Matrix. Die Korrelation zwischen einer Eigenschaft und sich selbst befindet sich auf der Diagonalen der Matrix. Das Ergebnis ist gleich eins und wird nicht betrachtet. Da sich auf beiden Seiten dieser Linie die gleichen Inhalte ergeben, wird nur eine Hälfte der Matrix dargestellt.

**Tabelle 3-4: Schema der Korrelationsmatrix**

				Eigenschaft	A	B	C	D
				Gestein 1	Wert 1A	...1B	...	
				Gestein 2	...2A	...		
				...				
Eigenschaft	Gestein 1	Gestein 2	...					
A	Wert 1A	...2A			Korrelation A - A	B - A		
B	...1B	...			A - B	B - B		
C	...				A - C	B - C		
D					A - D	...	...	

## 4 Bestimmung der LÖseeigenschaften von Festgesteinen

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Untersuchungen beschrieben und im letzten Teil des Kapitels auf Korrelationen geprüft. Letztere sollen Prognosen des Löseverhaltens erlauben und als Eingangswerte für das mathematische Modell eines rotierenden Gewinnungsorgans dienen. Darüber hinaus schaffen sie ein Grundgerüst zur Einordnung von weiteren Gesteinsproben aus konkreten Lagerstätten, bei denen nicht alle Versuche umgesetzt werden können. Sie helfen damit, vorhandene Potentiale und Beanspruchungen frühzeitig einschätzen zu können.

### 4.1 Zerstörungsfreie Prüfungen der Gesteinseigenschaften

#### Röntgenfluoreszenzanalyse – Bestimmung der Elemente im Gestein

Bei den Versuchsgesteinen charakterisiert die RFA ca. 24%...55% Massenanteil der Elemente direkt (vgl. Abb. M-1). Am häufigsten sind Silizium, Calcium, Aluminium, Eisen und Kalium mit kumulativ über 97% Massenanteil an jedem Gestein (Abbildung 4-1). Als Nebengemengteile treten Titan, Schwefel, Phosphor und Barium in jeweils mindestens zwei Gesteinen über 0,1% auf (vgl. Abb. M-2). Nicht identifiziert werden vor allem leichte Elemente wie Sauerstoff und Kohlenstoff, die über weitere Analysen der gesteinsbildenden Minerale bestimmbar sind. Der Sandstein wird klar von Silizium dominiert und ist zu über 95% rein. In dem aus Quarzsand erstellten Beton sorgt dagegen der Binder für mehr Calcium. Von Granit zu Lamprophyr und Basalt\* sinkt der Siliziumanteil, so dass Calcium, Aluminium und Eisen größere Anteile einnehmen. Kalkstein wird vollständig von Calcium dominiert was den Verschleiß minimieren sollte.

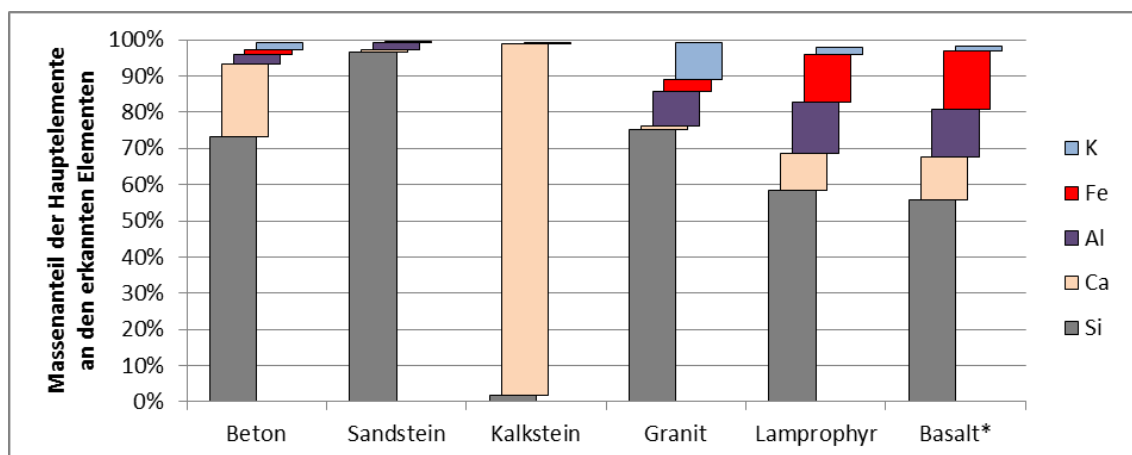


Abbildung 4-1: Hauptelemente der Versuchsgesteine



Die Auswertung der RFA ohne Bestimmung der gesteinsbildenden Minerale liefert eine schnelle und einfache Möglichkeit, um die chemische Ähnlichkeit bei Wiederholungsversuchen zu prüfen. Möglicherweise lassen sich zu einem späteren Zeitpunkt aus größeren Datensätzen und mit weiteren Kenngrößen außerdem Abhängigkeiten zu unterschiedlichem Verhalten innerhalb einer Lagerstätte identifizieren. Generell ist nicht davon auszugehen, dass nur aus dieser Analyse die Gewinnbarkeit direkt abgeleitet werden kann. Die Analyse der Elemente vervollständigt jedoch die Charakterisierung der Gesteine und ist damit eine Ergänzung zu den mechanischen Untersuchungen.

### Körperschallmessung nach DIN EN 14579

In Abbildung 4-2 werden die Körperschallgeschwindigkeiten der Gesteine angegeben. Dabei gibt die Unterkante der jeweils unteren Säule das Minimum, die mittlere Schwelle den Median und das obere Ende das Maximum an. Die Abweichungen des Medians sind maximal 10%; ohne Granit sogar unter 5%. Damit sind die Werte gut reproduzierbar. Die Geschwindigkeiten bewegen sich im Bereich von 3900-6800 m/s und geben somit eine große Bandbreite zur Auswertung. Basalt\* besitzt die höchste Schallgeschwindigkeit mit ca. 6800 m/s. Kalkstein und Lamprophyr folgen mit Werten von ca. 5200 und 4800 m/s, danach Beton, Granit und schließlich Sandstein mit nur 3900 m/s.

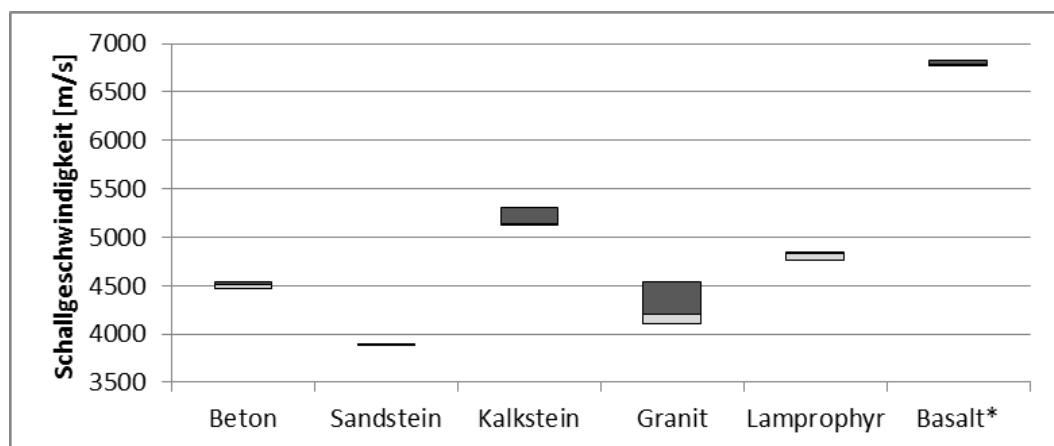


Abbildung 4-2: Schallgeschwindigkeiten der Prüfgesteine

Es ist auffällig, dass Beton und Granit beinahe gleiche Werte annehmen, obwohl von höchst unterschiedlichen Festigkeiten auszugehen ist.

### Prellhärte nach dem Messprinzip von Schmidt – DIN 1048-2

Im Test besaß Beton mit einem Mittelwert von 39,4% die geringste Prellhärte und mit 4,6%-Punkten die größte Standardabweichung. Grund hierfür waren Kontaktstellen mit einem unterschiedlichen Anteil von Zement und Zuschlag, sowie die unregelmäßigen Oberflächen

durch Lufteinschlüsse. Sandstein besaß mit 47,9% ebenfalls eine geringe Prellhärte. Durch den Einschlag wurde er lokal pulverisiert und verdichtet, was zur Verringerung der Prellhärte beitrug. Es folgten Kalkstein, Lamprophyr und Granit mit 67, 72 und 73% Prellhärte, bei weiter abnehmenden Standardabweichungen von unter 1,5%-Punkten. Basalt\* wies mit 76% den höchsten Mittelwert bei der geringsten Streuung von 1,1%-Punkten auf. Abbildung 4-3 stellt minimale, mittlere und maximale Werte jeder Messreihe in Form von Säulen dar. Über die Gesteine zeigt sich eine große Bandbreite an Ergebnissen, wobei die Wiederholbarkeit beim jeweiligen Gestein sehr hoch ist. Beide Faktoren unterstützen das Auffinden einer Korrelation.

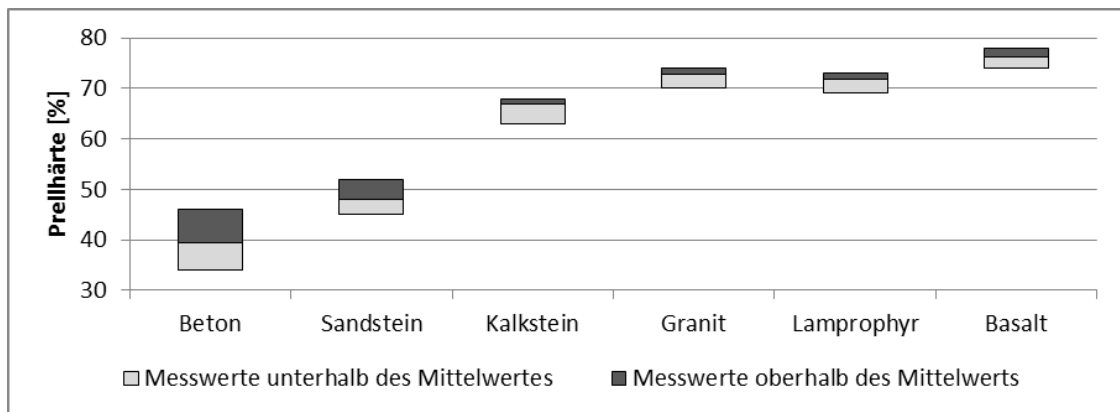


Abbildung 4-3: Prellhärten im Überblick

### Bestimmung der Dichte

Die folgende Tabelle zeigt die jeweilige Dichte der Gesteine. Zur Einordnung dient die durchschnittliche Dichte von Quarz mit 2,65 g/cm<sup>3</sup>. Sandstein bzw. Beton besitzen mit etwa 2,0 bzw. 2,1 g/cm<sup>3</sup> die geringsten Dichten. Es folgen Granit und Kalkstein im Bereich von 2,65 g/cm<sup>3</sup>. Lamprophyr und vor allem Basalt\* liegen mit 2,9 und 3,0 g/cm<sup>3</sup> deutlich oberhalb.

Tabelle 4-1: Dichte der Versuchsgesteine im Überblick

Gestein	Dichte
[-]	[g/cm <sup>3</sup> ]
Beton	2,07 ± 0,01
Sandstein	1,96 ± 0,01
Kalkstein	2,65 ± 0,01
Granit	2,59 ± 0,02
Lamprophyr	2,89 ± 0,01
Basalt	3,05 ± 0,03

Die Dichte bietet einen einfach zu bestimmenden Wert für die Korrelationsprüfung. Darüber hinaus ist eine Bandbreite an Messwerten von ca. 2 bis 3 g/cm<sup>3</sup> gegeben, die eine gute Abgrenzung ermöglicht. Der Autor geht aber davon aus, dass die Dichte keine verlässliche Informationsquelle für die Gewinnbarkeit eines Gesteins darstellt, da keine Information über das Gefüge und somit über den Zusammenhalt der Minerale geliefert wird. Ist jedoch von kompakten Gesteinen auszugehen, die möglicherweise unter ähnlichen Bedingungen entstanden sind, so kann die Dichte ein erstes Indiz für die Unterschiede bzgl. der Gewinnbarkeit geben oder einen Gesteinswechsel charakterisieren.

### Verschleißuntersuchung nach CERCHAR – ASTM D7625

Die Ergebnisse der CERCHAR Untersuchung sind in Abbildung 4-4 dargestellt. Im Diagramm markieren die Unterkante und Oberkante der jeweiligen Säule eines Gesteins, den minimalen bzw. maximalen Wert, sowie der Hell/Dunkel-Übergang den Mittelwert. Anhand der Säulenhöhe sind deutliche Schwankungen der Messwerte erkennbar, die bei mehreren Gesteinen zur Eindordnung in zwei verschiedene Klassen führen können. Bei ausschließlicher Betrachtung der Mittelwerte, steigt die Abrasivität von Sandstein (mittel) über Kalkstein und Basalt\* (stark) zu Granit, Lamprophyr und Beton (extrem) an.

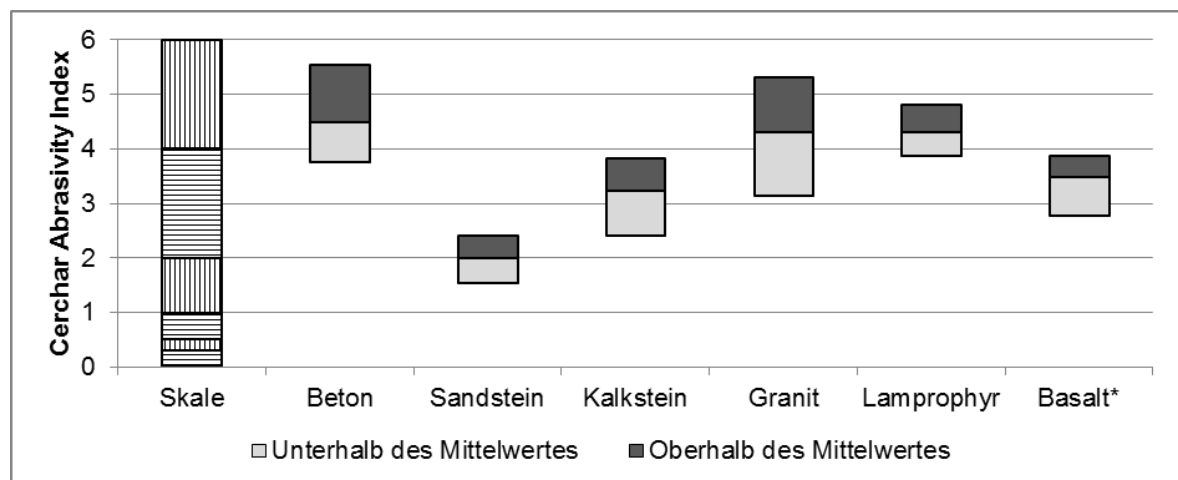


Abbildung 4-4: CAI-Werte im Überblick

Die extreme Abrasivität von Beton wird wie folgt erklärt. Aufgrund der Herstellung mit sehr abrasivem Zuschlag aus Quarzsand und feinen Luftblasen in den Probenoberflächen, dringt die Prüfspitze in die Probe ein. Bei der Bewegung der Probe muss die Spitze dann aus den Vertiefungen nach oben gedrückt werden oder das Gestein abscheren, was zu einer ungewöhnlich hohen Belastung und zu einer hohen Abrasion der Messstifte führt. Dieses Ergebnis sollte unter weniger abstrakten Bedingungen geprüft werden.

## 4.2 Zerstörende Prüfungen der Gesteinseigenschaften

### Druckfestigkeit nach DIN EN 1926:2006

Die Druckfestigkeitsprüfung im felsmechanischen Labor des Institutes für Geotechnik ergab Werte zwischen ca. 20 MPa...320 MPa. Zur Schätzung des Erwartungswertes wird der Median verwendet. Wie in Abbildung 4-5 dargestellt, hat Beton die geringste Festigkeit, gefolgt von Sandstein. Anschließend reihen sich Granit, Kalkstein und Lamprophyr mit steigenden Werten ein. Basalt\* ist das festeste Material im Test. Obwohl der Median hier in mehreren Fällen sehr nahe am Maximalwert liegt, wird seine Wahl für das weitere Vorgehen dadurch gestützt, dass so eine konservative Prognose der Schneidbarkeit erfolgt.

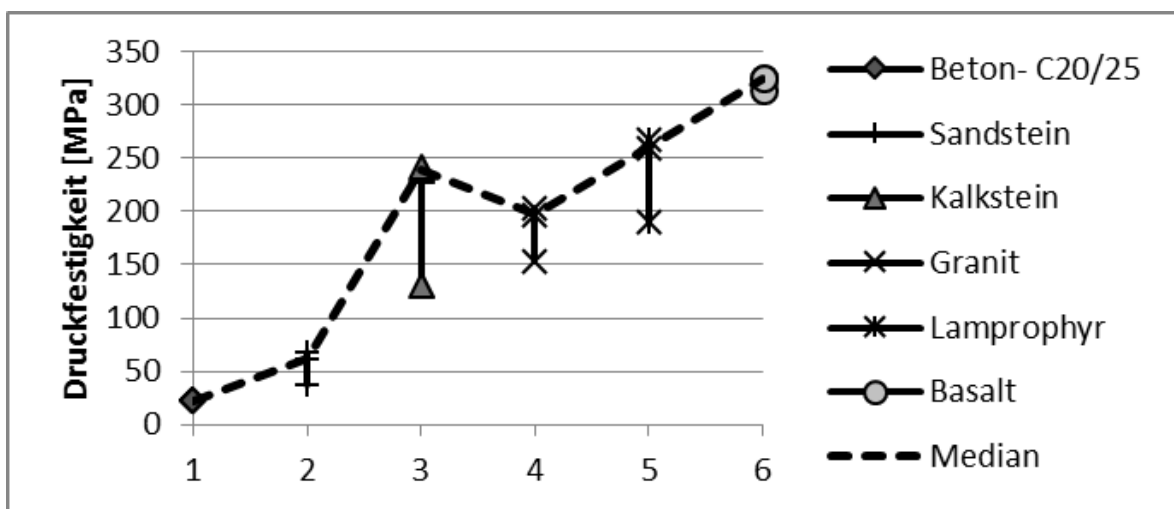


Abbildung 4-5: Druckfestigkeit bei Versuchen im felsmechanischen Labor

Ausgehend von der Definition des ISRM werden die Gesteine nach ihrer einaxialen Druckfestigkeit wie folgt eingeteilt.

Einaxiale Druckfestigkeit in MPa	Typische Vertreter	Bezeichnung der Druckfestigkeit
300	Quarzite	Extrem hoch
250	feinkörnige Granite, Amphibolite	
200	Basalte	Sehr hoch
150	Gneise, mittelkörnige Granite	
100	Kalke	
50	kieselig gebundene Sandsteine	Hoch
25	kalkig gebundene Sandsteine	Mittel
10	Mergel, tonig gebundene Sandsteine	Niedrig
5	Tonschluffsteine	Sehr niedrig
2,5	Störungsmaterial	Extrem niedrig

Abbildung 4-6: Zielgebiet innerhalb der Klassifizierung von Gesteinsfestigkeiten nach ISRM, ergänzt durch Thuro (21)

Bezogen auf die Werte aus dem felsmechanischen Labor, besitzt lediglich Beton eine niedrige Druckfestigkeit. Sandstein folgt mit einer mittleren. Granit, Kalkstein und Lamprophyr weisen sehr hohe und Basalt\* sogar eine extrem hohe Druckfestigkeit auf. Damit fallen vier der sechs Proben in den Bereich hochfester Gesteine, während die beiden anderen Proben als Stützstellen zum gewöhnlichen Anwendungsbereich von Rundschaftmeißeln dienen können.

### Belastungsmodul

Aufgrund ähnlicher Bruchdehnungen der Gesteine bei der Untersuchung zur Druckfestigkeit (vgl. Abbildung 3-6), verhalten sich die Belastungsmodule der Gesteine zueinander, wie ihre Druckfestigkeiten. Die Ergebnisse aus drei Prüfungen an jedem Gestein sind in Abbildung 4-7 dargestellt. Zur Schätzung des Erwartungswertes bzw. zur Beschreibung des Gesteins wird der Median verwendet. Beton besitzt mit ca. 2500 MPa den geringsten Belastungsmodul; gefolgt von Sandstein mit etwas über 5000 MPa. In der Reihenfolge Granit, Kalkstein und Lamprophyr steigt der Wert von 15000 auf 19000 MPa. Basalt\* besitzt mit ca. 23000 MPa den höchsten Belastungsmodul.

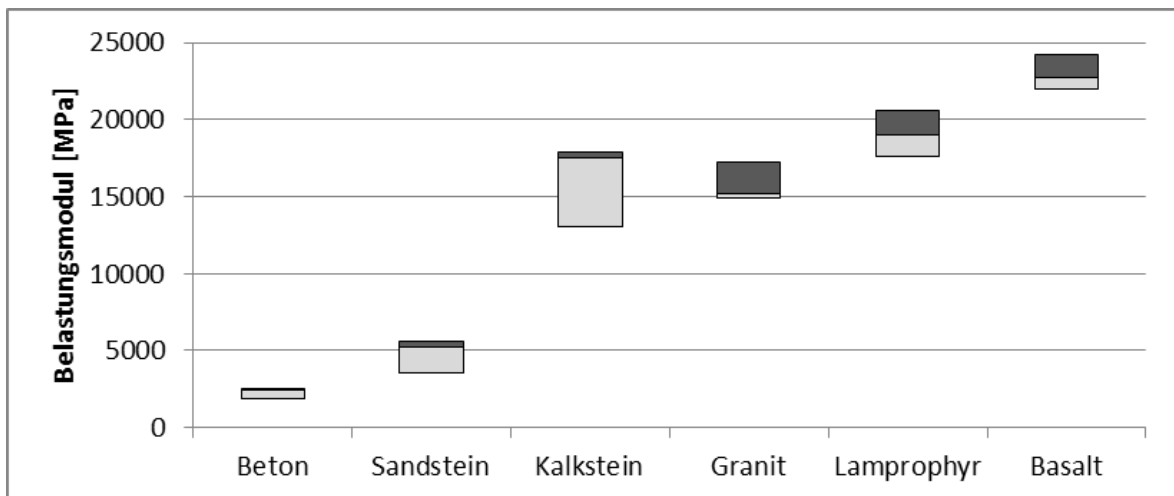


Abbildung 4-7: Belastungsmodul der Probegesteine

### Spezifische Zerstörungsarbeit

Die spezifische Zerstörungsarbeit verläuft hier auf drei Niveaus. Gemäß Abbildung 4-8 wird bei Beton und Sandstein mit 210 bzw. 400 kJ/m<sup>3</sup> mit Abstand die geringste spezifische Zerstörungsarbeit benötigt. Es folgen Granit, Kalkstein und Lamprophyr mit ca. 1560, 1990 und 2020 kJ/m<sup>3</sup>. Mit 2760 kJ/m<sup>3</sup> muss für die Zerstörung von Basalt\* die meiste Arbeit verrichtet werden. Minimum, Maximum und Median sind an der jeweiligen Unterkante, Oberkante bzw. am Hell/Dunkel-Übergang abzulesen.

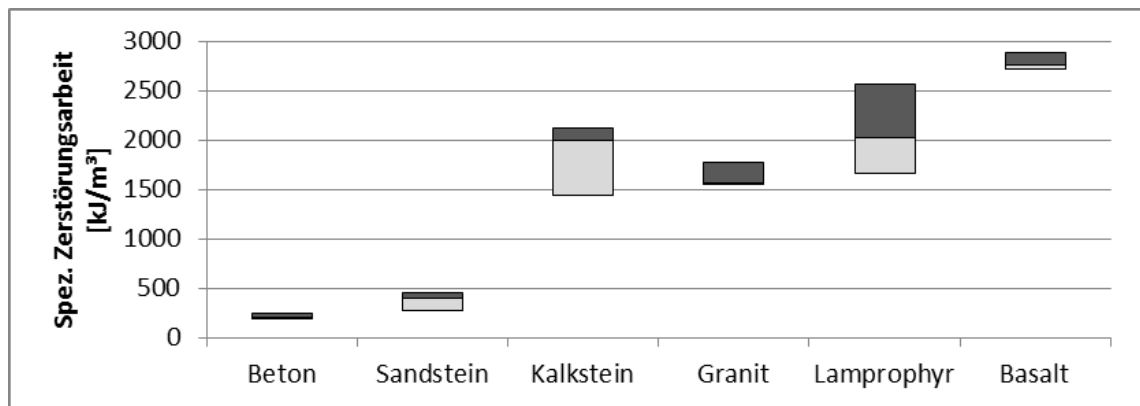


Abbildung 4-8: Die spezifischen Zerstörungsarbeit im Überblick

### Spaltzugfestigkeit – DGGT AK3.3 Empfehlung Nr.10

Im Test besitzt Beton mit 2,1 MPa die geringste Spaltzugfestigkeit. Es folgen Sandstein mit 4,5 MPa bzw. 5,6 MPa; Kalkstein (10,5 MPa) und Granit (10 MPa). Die Spaltzugfestigkeiten von Lamprophyr (15 MPa) und Basalt\* (16,8 MPa) sind noch einmal ca. 50% höher. Außer für Beton nimmt die Standardabweichung mit der Spaltzugfestigkeit zu, bleibt aber bei einem Variationskoeffizient von 4%...7 % (Abbildung 4-9).

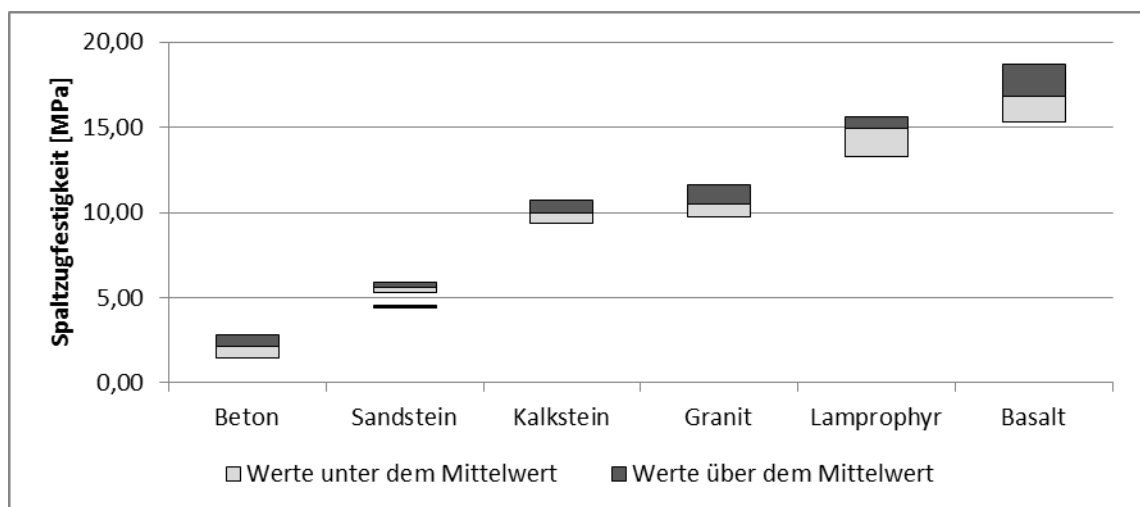


Abbildung 4-9: Spaltzugfestigkeiten im Überblick

Sandstein wurde parallel und senkrecht zur Schichtung geprüft und weist daher im Diagramm zwei Bereiche aus. Aufgrund der großen Unterschiede zu anderen Gesteinen hätte die Prüfrichtung aber keinen starken Einfluss auf die Korrelation zu anderen Eigenschaften. Wie üblich wird daher der Wert aus den beiden Prüfrichtungen für das weitere Vorgehen gemittelt. Sämtliche Werte weisen eine gute Wiederholbarkeit sowie deutliche Unterschiede zueinander. Damit ist die Spaltzugfestigkeit potenziell für Prognosen auf der Basis von Korrelationen geeignet.

**Punktlastindex – DGGT AK3.3 Empfehlung Nr.5**

Im Vergleich der Punktlastindize zeigen Beton und Sandstein die geringsten Festigkeiten, Basalt\* die höchste. Kalkstein, Granit und Lamprophyr erreichen etwa gleiche, mittlere Werte. Unabhängig vom Gestein sind die  $Is(20)$ -Werte ca. 1,5 bis 3-mal so hoch wie der jeweilige  $Is(50)$ -Wert. Mit der Verkleinerung der Bruchfläche ist also eine höhere Spannung nötig, um Brüche bzw. neue Oberflächen zu erzeugen. Da sich für die Probegesteine die Reihenfolge der Festigkeiten zwischen  $Is(50)$  und  $Is(20)$  nicht ändert, kann davon ausgegangen werden, dass die Gesteine relativ homogen aufgebaut sind und keine besonderen Skaleneffekte auftreten, die z. B. von Klüften hervorgerufen würden. Große Stücke von Granit lassen sich aber demnach relativ gut brechen und sind nicht deutlich fester als die Sandsteinproben im Test.

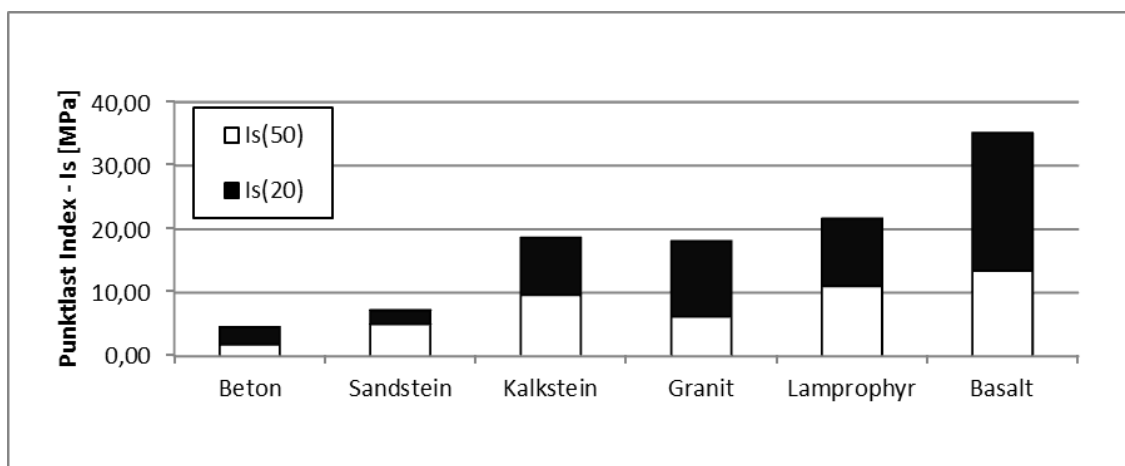


Abbildung 4-10: Punktlastindizes  $Is(20)$  und  $Is(50)$  im Überblick

Der Punktlastindex kann als Alternative zur Untersuchung der Spaltzugfestigkeit betrachtet werden. Er ist jedoch nicht an genormte Körper gebunden und daher weit besser für die Untersuchung im Feld geeignet.

### 4.3 Schneidendes Lösen

Die folgenden Ergebnisse beschreiben das passive Widerstandsverhalten der Gesteine gegen das quasistatische Eindringen eines Werkzeuges anhand der Schnitt- und Andruckkraft. Die daraus ermittelte passive Schneidwiderstand und die spezifische Lösearbeit bilden die Grundlage für die spätere Prognose der Gewinnungsleistung. Der zuerst untersuchte, vollblockierte Schnitt ist eine energetisch ungünstige Konstellation und bietet sich damit für eine konservative Abschätzung der Maschinenleistung an. Anschließend werden Quellen herangezogen, um die Teilblockierung bzw. die dadurch zu erwartende Verbesserung, bei einer günstigen Auslegung der Maschine zu ermitteln.

#### 4.3.1 Passiver Schneidwiderstand und Schnittkraft

Für jedes Gestein wurden die auftretenden Spankraftkomponenten bei einer Spantiefe von 2 mm sowie 5 mm ermittelt. Zunächst wurde die Schnittkraft um die Messwertdrift korrigiert und auf den Bereich reduziert, in dem Gestein zerstört wurde. Innerhalb dieses Bereiches wurde mindestens eine repräsentative Schnittlänge als Messbereich gewählt und die tatsächliche Spantiefe darin bestimmt. Da es sich bei der Schnittkraft um eine normalverteilte Größe handelt, wurden Mittelwert und Standardabweichung über den Messbereich ermittelt und für weitere Messbereiche entsprechend verfahren. Sämtliche Mittelwerte einer Spantiefe des gleichen Gesteins wurden wiederum gemittelt. Sie bilden die durchschnittliche Schnittkraft einer Spantiefe (Abbildung 4-11).

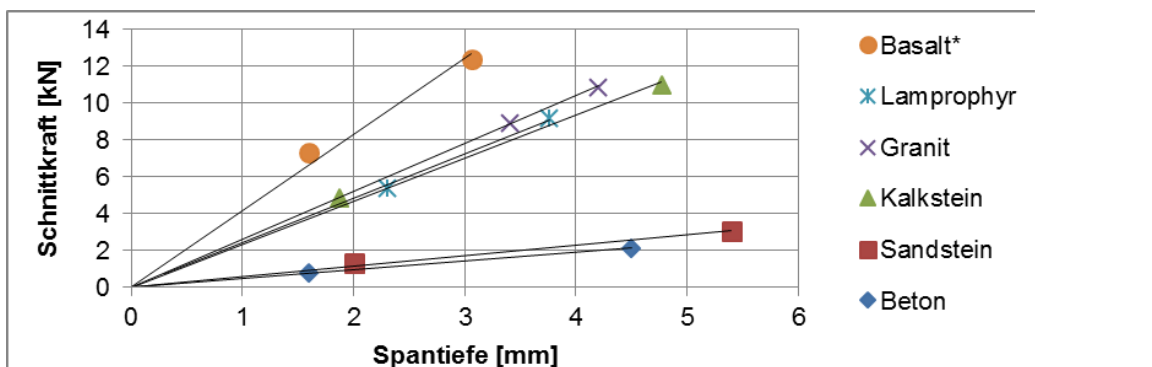


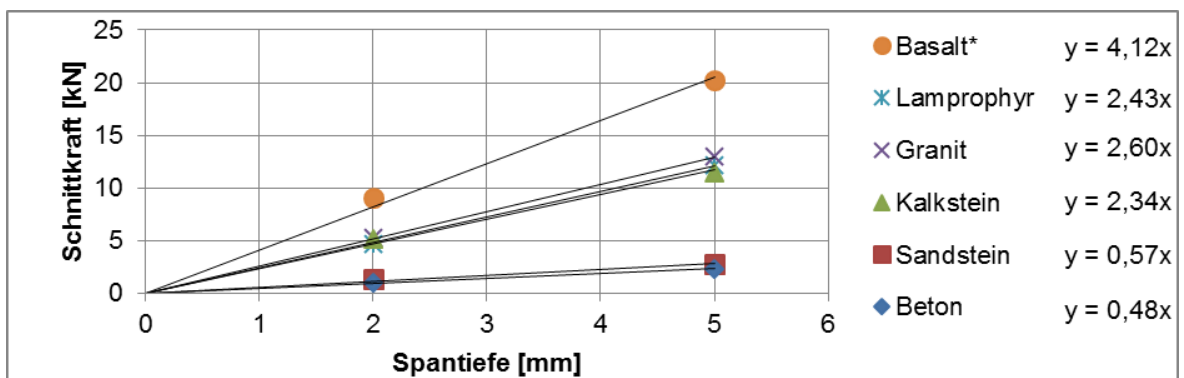
Abbildung 4-11: Schnittkraft und Spantiefe. Schnittgeschwindigkeiten: Beton und Sandstein 1,0 m/s, weitere Gesteine 0,01 m/s.

Diese Durchschnittswerte zeigen für jedes Gestein eine deutliche lineare Abhängigkeit durch den Koordinatenursprung. Allein der Anstieg der Geraden, charakterisiert also den Schneidwiderstand des jeweiligen Gesteins. Dieser liegt bei Basalt\* deutlich am höchsten.



Mit Abstand folgen Granit, Lamprophyr und Kalkstein mit ähnlichen Werten. Mit abermals großem Abstand folgen Sandstein und schließlich Beton.

Nicht immer war es möglich, die gewünschte Spantiefe zu erreichen. Dafür waren z.B. elastische Verformungen der Prüfeinrichtung, unebene Gesteinsoberflächen, aber auch die zulässigen Kräfte am Kraftmesspaket und am Meißel selbst verantwortlich. Um die Schnittkräfte direkt vergleichbar zu machen, wurden die Ergebnisse normiert. Dazu wurde jede durchschnittliche Schnittkraft mittels eines linearen Ansatzes und über den Koordinatenursprung auf 2 mm bzw. 5 mm normiert. Anschließend erfolgte die Berechnung einer Regressionsgerade durch den Nullpunkt. Der so bestimmte Anstieg steht repräsentativ für den passiven Schneidwiderstand ( $R_{pSt}$ ) des Gesteins.



**Abbildung 4-12: Passiver Schneidwiderstand als Abhängigkeit der normierten Schnittkraft und Spantiefe. Schnittgeschwindigkeiten: Beton und Sandstein 1,0 m/s, weitere Gesteine 0,01 m/s.**

Die passiven Schneidwiderstände werden nach einer neu entwickelten Klassifikation gemäß Tabelle 4-2 wie folgt eingeordnet. Der passive Schneidwiderstand von Basalt\* gilt mit über 4 kN/mm als extrem hoch. Granit, Lamprophyr und Kalkstein folgen mit hohem Widerstand. Sandstein und Beton weisen nur geringe passive Schneidwiderstände auf.

**Tabelle 4-2: Klassifikation des passiven Schneidwiderstandes**

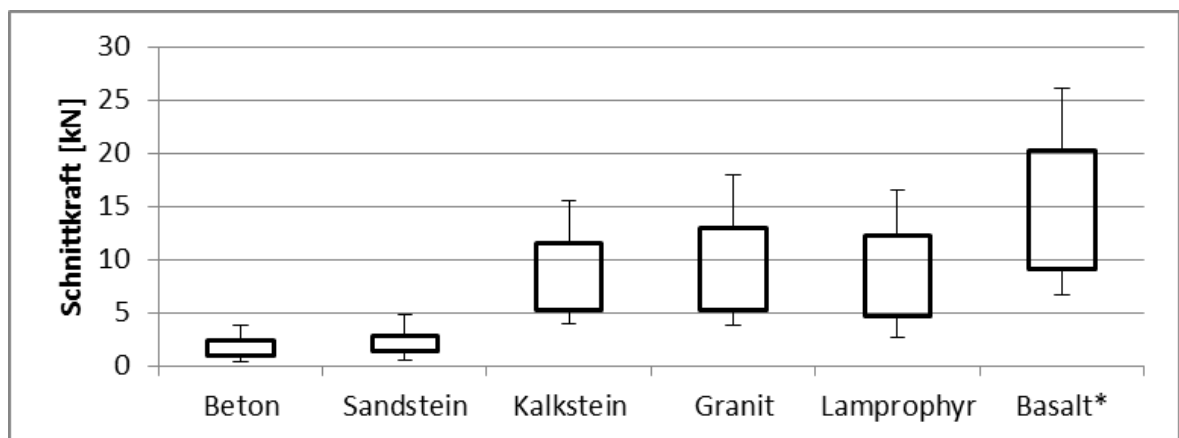
Passiver Schneidwiderstand		Gestein
[kN/mm]	-	-
> 4	Extrem hoch	Basalt*
3...4	Sehr hoch	
2...3	Hoch	Granit, Lamprophyr, Kalkstein
1...2	Mittel	
0...1	Gering	Sandstein, Beton
*) Spez. Schnittkraft ermittelt aus Versuchen mit 2 & 5 mm Spantiefe		

In Abbildung 4-13 wurde der Boxplot angepasst, um die Parameter für die durchschnittliche Spankraft und ihre Standardabweichung vergleichend für zwei Spantiefen darzustellen. Zur

Berechnung der Standardabweichung wurde je Gestein und Spantiefe der Durchschnitt aller Standardabweichungen gebildet. Der Plot ist wie folgt zu lesen:

- Die Unterkante der Box gibt die durchschnittliche Schnittkraft für 2 mm Spantiefe an. Die Oberkante steht für die durchschnittliche Schnittkraft bei 5 mm Spantiefe.
- Die Länge einer Flagge entspricht der durchschnittlichen Standardabweichung bei gegebener Spantiefe. Zur Vereinfachung wird die Standardabweichung nur zu einer Seite aufgetragen, obwohl sie sich symmetrisch verhält.

Anhand der durchschnittlichen Standardabweichungen wird deutlich, dass mit steigender Schnittkraft auch die absolute Streuung zunimmt. Relativ beträgt sie zwischen 25% und 100% des Mittelwertes, meist etwa 30%...40%. Das Wachstum der Standardabweichung kann daher als etwa linear zur jeweiligen Schnittkraft angesehen werden.



**Abbildung 4-13: Schnittkräfte bei 2 mm bzw. 5 mm Spantiefe. Schnittgeschwindigkeiten: Beton und Sandstein 1,0 m/s, weitere Gesteine 0,01 m/s.**

### 4.3.2 Andruckkraft

Die Andruckkräfte wurden zeitgleich zu den Schnittkräften bestimmt und ihre jeweilige Messwertdrift korrigiert. Die Andruckkräfte waren normalverteilt, so dass sie durch Mittelwert und Standardabweichung beschrieben werden können. Sie steigen für die untersuchten Gesteine etwa linear mit der Spantiefe. Basalt\* weist den höchsten Widerstand vor Granit, Lamprophyr und Kalkstein auf, welche etwa halb so hohe Kräfte erfordern; für Sandstein und Beton wird nur noch weniger als ein Zehntel benötigt. Auch diese Messwerte wiesen unterschiedliche Spantiefen auf und wurden mit dem linearen Ansatz punktweise auf 2 mm und 5 mm Spantiefe normiert (Abbildung 4-14).

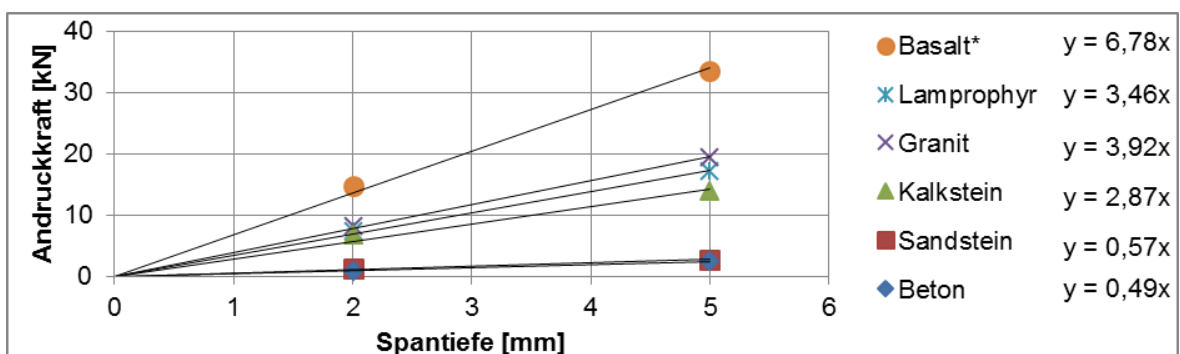


Abbildung 4-14: Andruckkräfte in Abhängigkeit der Spantiefe

Die durchschnittlichen spezifischen Andruckkräfte ergeben Werte zwischen 0,5 kN und über 6,8 kN je Millimeter Spantiefe. Die durchschnittliche Andruckkraft für einen 5 mm tiefen Span in Basalt\* wäre demnach ca. 33 kN. Wie bei den Schnittkräften betragen die Standardabweichungen der durchschnittlichen Andruckkräfte zwischen 25%...100%, liegen aber meist im Bereich von 25%...40% (Abbildung 4-15).

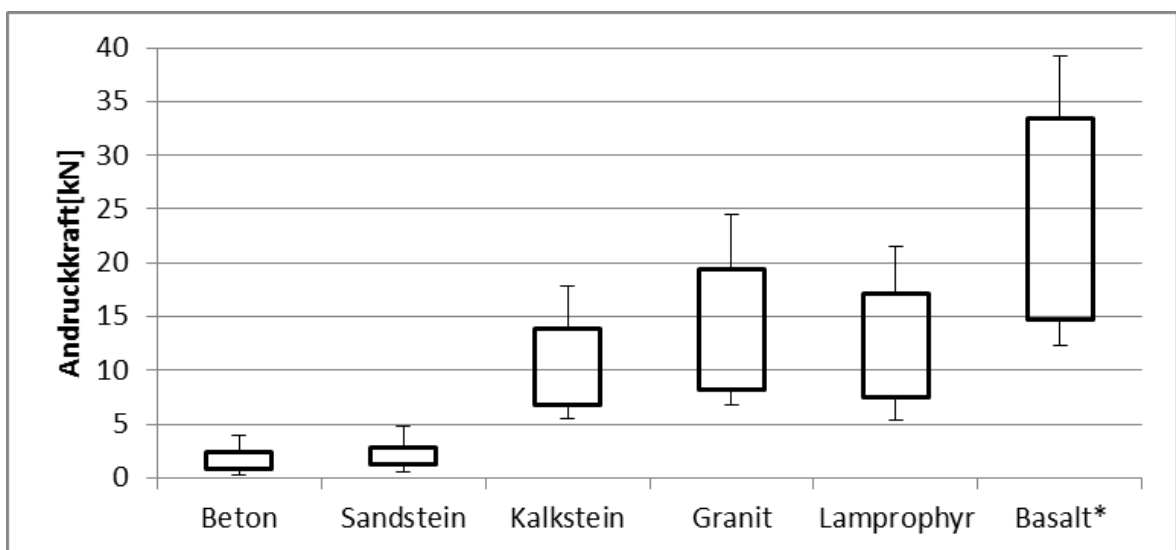


Abbildung 4-15: Charakteristik der Andruckkräfte aller Gesteine im Überblick

### 4.3.3 Vergleich der Spankraftkomponenten

Die Spankraft am Meißel teilt sich bei vollblockierten Schnitten vor allem in die oben bestimmte Schnittkraft- und Andruckkraftkomponente. Während unterschiedlich große Ausbrüche aus dem Gestein sich auf die Höhe der Spankraft insgesamt auswirken, sorgt die Oberflächenbeschaffenheit für das Verhältnis zwischen den Komponenten. Beide Komponenten werden also durch die gleichen Ereignisse im Gestein beeinflusst. Beispielhaft zeigt Abbildung 4-16 die Spankraftkomponenten für einen etwa 5 mm tiefen Schnitt in Kalkstein. Die praktische Messung bestätigt die Theorie, indem sie für beide Kraftkomponenten zu gleichen Zeitpunkten einen ähnlichen Anstieg bzw. Abfall aufweist.

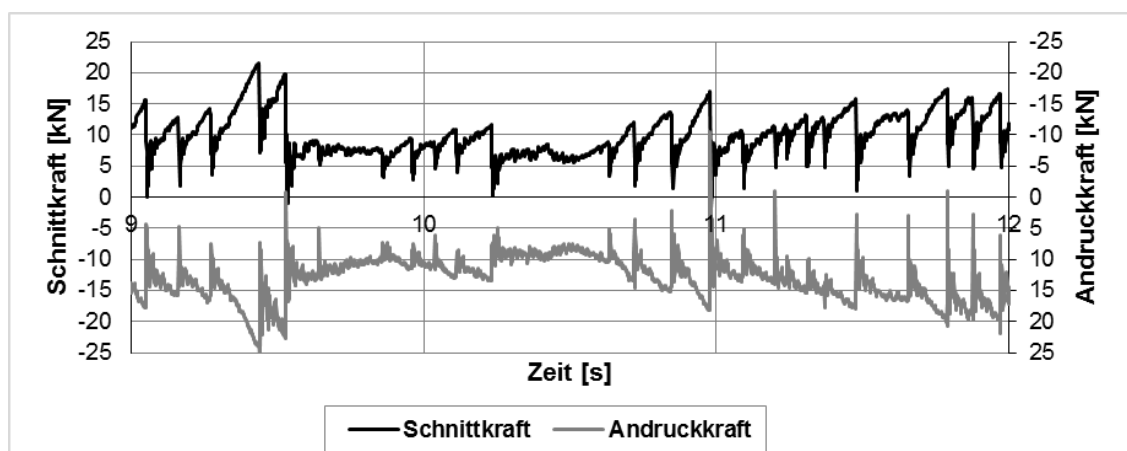


Abbildung 4-16: Spankraftkomponenten im Vergleich in Kalkstein (Versuch S16), Spantiefe 5 mm, Schnittgeschwindigkeit 0,01 m/s

Der Quotient aus Schnitt- und Andruckkraft schwankt zwar kurzfristig, über einen größeren Bereich stabilisiert er sich jedoch. Im Vergleich aller Gesteine sank er mit zunehmendem Schneidwiderstand, von über 1 bei Beton bis auf etwa 0,6 bei Basalt\* ab. Bei Gesteinen mit höherem Schneidwiderstand war also absolut und auch relativ zur Schnittkraft deutlich mehr Andruckkraft aufzuwenden, um den Meißel in der Spantiefe zu halten. Der Quotient zeigte sich dabei von der Spantiefe weitestgehend unabhängig (Abbildung 4-17).

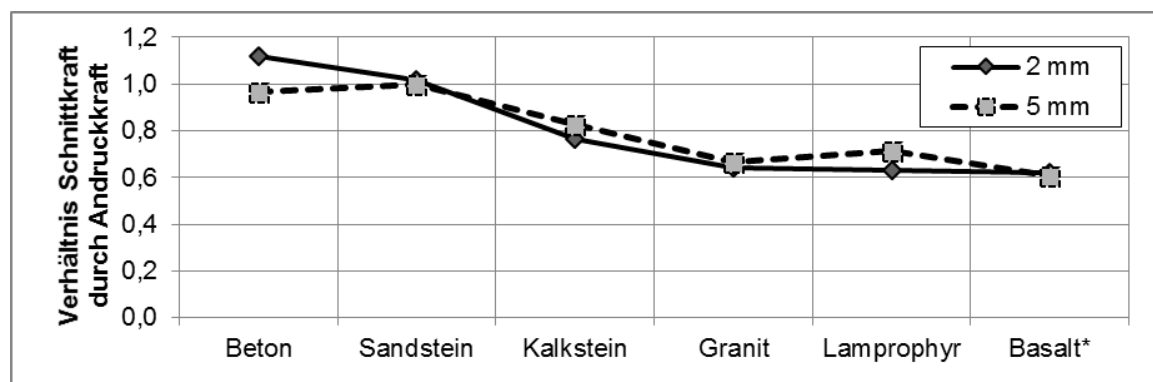


Abbildung 4-17: Verhältnis der Spankraftkomponenten bei niedrigen Geschwindigkeiten

Mit steigender Schnittgeschwindigkeit kam es in den Experimenten bei Basalt, Lamprophyr, Granit und Kalkstein zu einer deutlichen Absenkungen des Quotienten aus Schnitt- und Andruckkraft. Während Basalt\* für eine Schnittgeschwindigkeit von 0,01 m/s einen Quotienten von 0,6 aufwies, sank dieser für 0,1 m/s auf 0,39 und für 1 m/s auf 0,14 ab.

Grund dafür waren Schwingungen der Maschine in Schnittrichtung, die einerseits zu einer harmonischen Schwingung der Schnittkraft führten, ohne den Mittelwert zu beeinflussen. Andererseits kam es zu einem dramatischen Anstieg der Andruckkraft, die ihr Maximum erreichte, sobald sich die harmonische Schwingung der Maschine eingestellt hatte. In diesem Zustand war die Messung der Andruckkraft maßgeblich vom Maschinenverhalten abhängig, was durch einen Verlust der Beziehung zur Schnittkraft deutlich wurde. So führten Makrospäne nicht mehr zu einer Veränderung der Andruckkraft. (Abbildung 4-18)

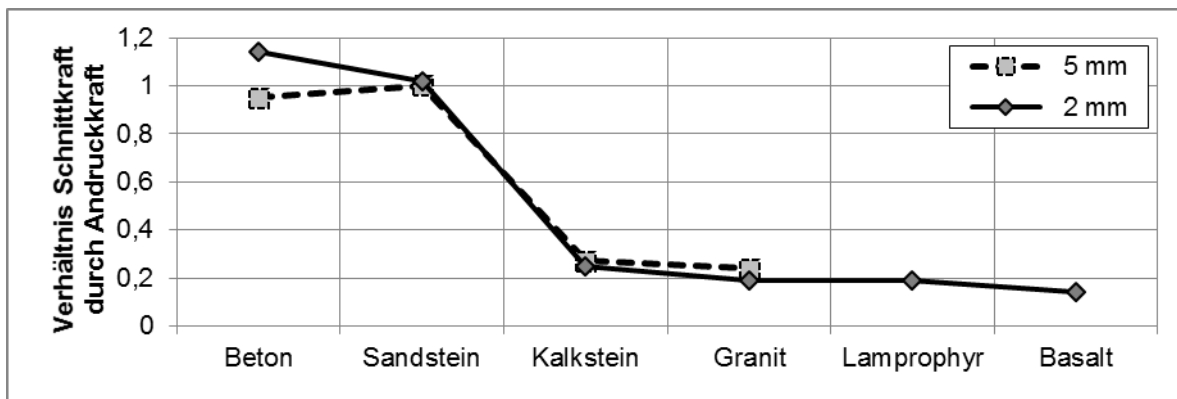


Abbildung 4-18: Verhältnis der Spankraftkomponenten bei 1 m/s Schnittgeschwindigkeit

Mit steigendem Schneidwiderstand sank die Mindestgeschwindigkeit, die zum Schwingen der Maschine führte, deutlich ab. Festere Gesteine erzeugen demnach eine stärkere Anregung, wodurch sich die Gefahr einer Überbelastung, weit unterhalb der festgestellten mittleren Schnitt- und Andruckkräfte, ergeben kann. Die Andruckkraft ist in diesem Szenario klar der limitierende Faktor in der Gewinnung. Deutlich wurde dies unter anderem auch durch Scherbrüche der Meißelspitze, mit einer vertikalen Scherfläche im Wolframkarbidstift. Die Stifte wurden also durch eine Kraft von unten abgesichert.

#### 4.3.4 Spezifische Lösearbeit vollblockierter Schnitte

Die spezifische Lösearbeit gibt an, wie viel Arbeit aufgewendet werden muss, um ein definiertes Gesteinsvolumen zu lösen. Mit ihr lassen sich auch Löseverfahren vergleichen, die keine Schnittbahnen erzeugen. Die spezifische Lösearbeit  $w_L$  wird bestimmt, indem die Schnittkraft  $F_S$  auf den gelösten Spanquerschnitt  $A_{Span}$  bezogen wird (vgl. Formel (F.6)). Um den durchschnittlichen Spanquerschnitt zu erhalten, wird das Spanvolumen  $V_{Span}$  durch die Spanlänge  $l$  geteilt (vgl. (F.5)).

Da die spezifische Lösearbeit auch von der Ausbruchsfläche abhängig ist, müssen auch die Spantiefen normiert werden. Als Basis für die Normierung wurden in dieser Arbeit für ca. 2 mm, 5 mm und 10 mm tiefe Schnitte, zu jedem Gestein und über definierte Spanlängen jeweils die Mittelwerte von Spantiefe und zugehörigem Spanquerschnitt aus den Einzelversuchen gebildet. Für diese Mittelwerte wurde mit Hilfe der Regressionsrechnung eine Potenzfunktion mit guter Korrelation berechnet (F.54). Mit Hilfe dieser Funktion lässt sich, aus einem experimentell bestimmten Spanquerschnitt, die durchschnittliche Spantiefe ermitteln (F.55). Die Gleichung gilt für den durchschnittlichen Spanquerschnitt und die durchschnittliche Spantiefe genauso, wie für den normierten Spanquerschnitt  $\bar{A}'_{Span}$  und die normierte Spantiefe  $s'$  (F.56). Der normierte Spanquerschnitt ergibt sich nach der Vereinfachung der Gleichung gemäß Formel (F.57). Auf diese Weise wird der individuelle Ausbruch bei der Berechnung des normierten Ausbrauchs beachtet.

$$\bar{A}_{Span} = 4,2231 * \bar{s}^{1,7217} \quad (F.54)$$

$$\left( \frac{\bar{A}_{Span}}{4,2231} \right)^{\frac{1}{1,7217}} = \bar{s} \quad (F.55)$$

$$\frac{\bar{A}_{Span}}{4,2231 * \bar{s}^{1,7217}} = \frac{\bar{A}'_{Span}}{4,2231 * s'^{1,7217}} \quad (F.56)$$

$$\bar{A}'_{Span} = \bar{A}_{Span} \left( \frac{s'}{\bar{s}} \right)^{1,7217} \quad (F.57)$$

Die so ermittelten Ergebnisse zeigen für 2 mm Spantiefe, eine spezifische Lösearbeit zwischen etwa 50 MJ/m<sup>3</sup> und über 700 MJ/m<sup>3</sup> und für 5 mm Eindringtiefe etwa 30 MJ/m<sup>3</sup> bis 300 MJ/m<sup>3</sup>. Dabei steigen die Werte von Beton über Sandstein, Kalkstein, Lamprophyr und Granit und noch einmal deutlich zu Basalt\* an (Abbildung 4-19).

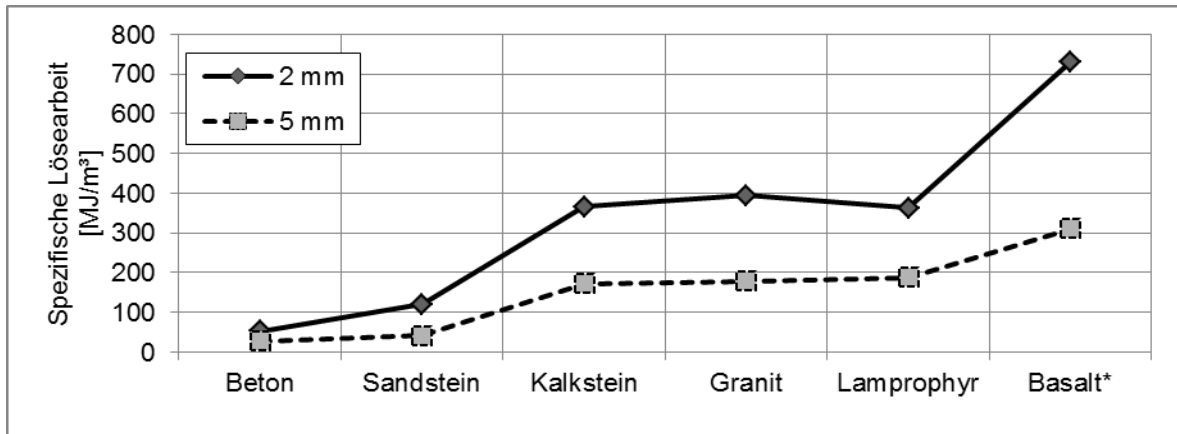


Abbildung 4-19: spezifische Lösearbeit im Überblick

Damit ist klar erkennbar, dass eine größere Spantiefe zu bevorzugen ist, wenn die Kräfte für die Maschine, den Antrieb und die Werkzeuge ertragbar sind.

#### 4.3.5 Faktor der möglichen Verbesserung durch Teilblockierung

Es ist bekannt, dass die Distanz zwischen benachbarten Schnittspuren die Lösearbeit beeinflusst. Je nach Spantiefe gibt es ein Abstandsoptimum, in welchem die geringste spezifische Arbeit notwendig ist. Zur einfacheren Beschreibung wurde das Verhältnis von Spurabstand zu Spantiefe als Spanmodul  $\kappa$  definiert. Je nach Spantiefe und Gestein bewegen sich optimale Spanmodule im Bereich von  $\kappa = 2 \dots 4$ , wobei große Spantiefen zu kleinen Werten führen. Im Gegensatz zum ungünstigen, vollblockierten Schnitt, lässt sich mit der optimalen Teilblockierung der günstigste energetische Fall bestimmen. Bei der konsequenten Anwendung von maximaler Spantiefe und optimalem Abstand, würde der gesamte Schneidkopf eine minimale spezifische Energie benötigen. Für eine Erstabschätzung dieses günstigsten anzunehmenden Zustandes - dem „best case“ - wird eine Abschätzung mit größerer Toleranz akzeptiert. Ist die Technologie selbst im „best case“ nicht anwendbar, sind detaillierte Untersuchungen zur Bestimmung des tatsächlichen optimalen Spanmoduls und der Auslegung des Schneidkopfes auf dem gleichen technischen Stand nicht gerechtfertigt.

Für die Prognose wird der Faktor bzgl. der möglichen Verbesserung durch Teilblockierung  $\lambda_{TB}$  aufgestellt. Dazu wird das Verhältnis der spezifischen Energie im optimal teilblockierten und im vollblockierten Schnitt gebildet. Ausgehend von Literaturangaben wurde der Faktor mehrfach bestimmt und anhand zweier Gesteine aus dieser Arbeit geprüft. Es wird davon ausgegangen, dass sich unabhängig vom tatsächlich optimalen Spanmodul, ein durch-

schnittlicher Faktor  $\lambda_{TB}$  für eine erste Überprüfung des best case mit genügender Genauigkeit eignet.

In den Quellen treten mehrere Erscheinungen auf, die die Bestimmung des Faktors erschweren. Viele Quellen stellen nicht die diskreten Versuchsergebnisse, sondern nur Regressionskurven dar und lassen daher die Abschätzung der Unsicherheit nicht zu. In diesem Fall lassen sich auch eventuelle Extrapolationen nicht identifizieren. Verschiedene Autoren markieren die Vollblockierung nicht gesondert in ihren Schaubildern. So ist es nicht immer einfach den niedrigsten Spanmodul mit Vollblockierung abzulesen.

Ehler (131) ging davon aus, dass der optimale Schnittbahnabstand etwa doppelt so groß sein müsse wie die Spantiefe, um die geringste spezifische Energie zum Lösen zu erreichen. Veränderungen des Spanmoduls führten zum Anstieg der spezifischen Energie, wobei zu kleine Abstände sich weniger auswirkten, als zu große Abstände. Ausgehend von seiner Abbildung benötigte der günstigste Fall ca. 1/3 der spezifischen Energie eines vollblockierten Schnittes (Abbildung 4-20). Die spezifische Energie im best case  $\lambda_{TB}$  wäre somit 33% des vollblockierten Schnittes.

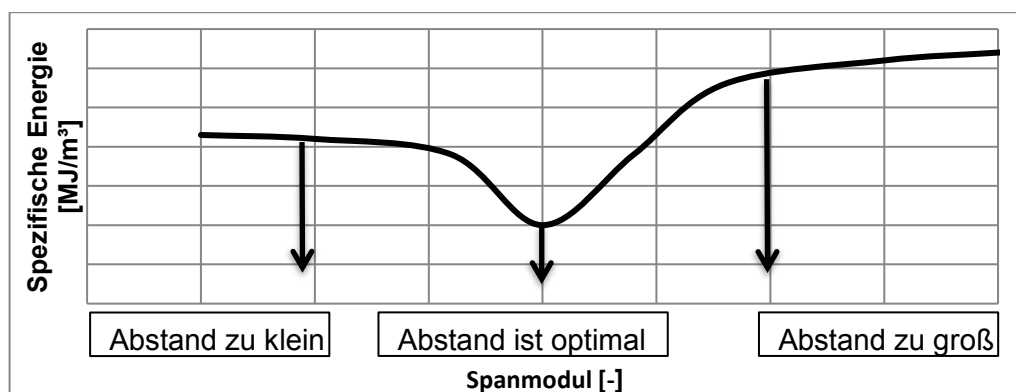


Abbildung 4-20: Schema des optimalen Spanmoduls nach Ehler (131)

Vorona et. al. (93) erreichten im Kalisalz mit dem optimalen Spanmodul bei 30 mm Spantiefe eine Verbesserung der spez. Energie auf 48% gegenüber der Vollblockierung. Für eine Spantiefe von 20 mm lag das Energieminimum bei 64% des vollblockierten Schnittes bzw. bei 50% des Maximalwertes, der für Kappa gleich eins erreicht wurde.

Roxborough et. al. (132) führten Tests zur Nutzung eines Continuous Miner durch. Die daraus ermittelten Kurven für minimale, maximale und mittlere spezifische Energien sind in den folgenden Abbildungen zu finden (Abbildung 4-21; Abbildung 4-22). Bei den mittleren Werten ergab sich eine Verbesserung auf  $\lambda_{TB} = 61\%$  bzw. 74% zwischen optimaler Teilblockierung und Vollblockierung.



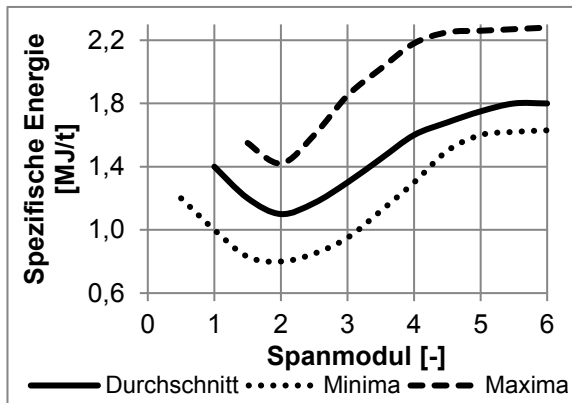


Abbildung 4-21: Spezifische Energie in Abhängigkeit des Spanmoduls (132)

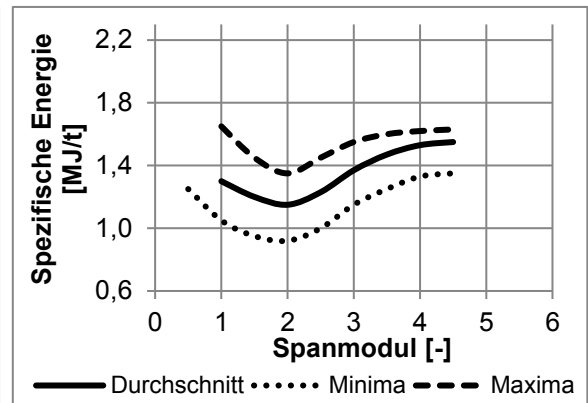


Abbildung 4-22: Spezifische Energie in Abhängigkeit des Spanmoduls (132)

Vorona (75 S. 80) erreichte das Optimum der Löseenergie für neue Meißel bei  $\kappa = 2,5 \dots 2,8$ . Für unterschiedlich verschlissene Meißel kam es zur Erhöhung um  $\kappa = 0,35 \dots 0,8$ . Er untersuchte Spanmodule von ca. 1,5...4,5 und fand einen weitgehend symmetrischen Verlauf der spezifischen Kraft beidseits des Optimums. In den verschiedenen Betonen ergaben sich für neue Meißel  $\lambda_{TB} = 74\%$ ; 59%; 80%. Durch zunehmenden, asymmetrischen Verschleiß stieg die optimale spezifische Energie an und bedingte eine Verschlechterung des Verhältnisses von Optimum zu Vollblockierung.

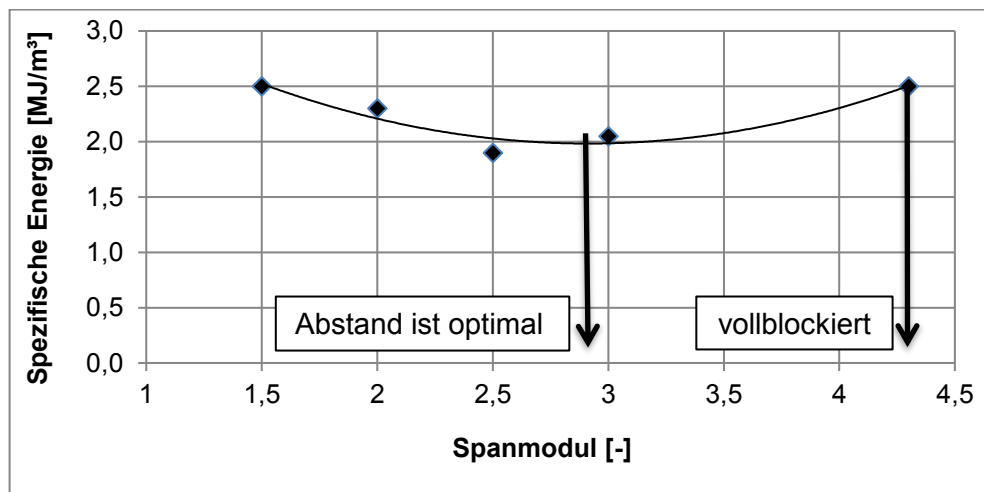


Abbildung 4-23: Verlauf der spezifische Energien bei verschiedenen Spanmodulen am Beispiel von Beton B22/GS nach Vorona (75)

Mahnert et. al. (72) gingen davon aus, dass die spezifische Energie nahezu exponentiell zwischen den Spanmodulen 1...2 fällt, zwischen 2...3 auf einem niedrigen Niveau verharrt und über 3 wieder ansteigt. Ihr Untersuchungsbereich lag bei Spantiefen von 10 mm... 20 mm und bei Spanmodulen von 1...3,5. Anhand dieses Schaubildes lässt sich der vollblockierte Schnitt nicht feststellen, weswegen auch die Verbesserung fehlt.

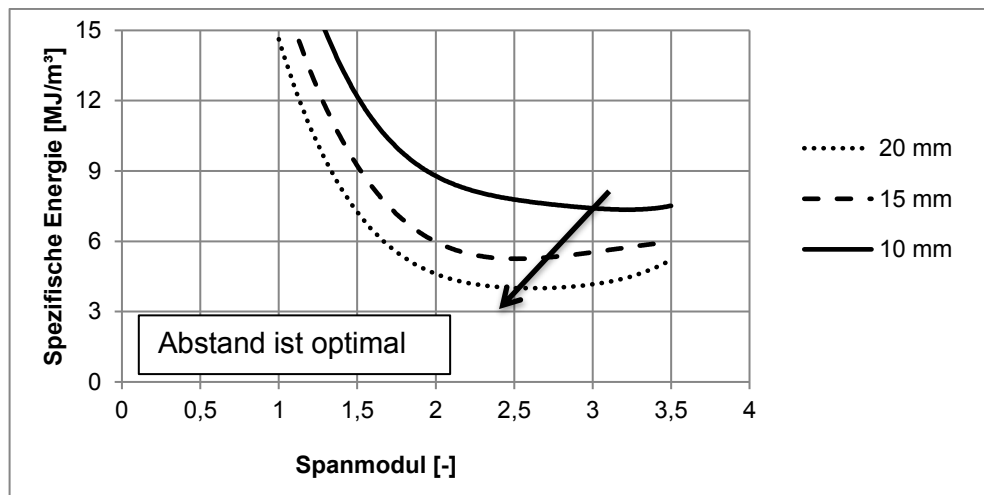


Abbildung 4-24: Spezifische Energie in Abhängigkeit des Spanmoduls für verschiedene Spantiefen nach Mahnert (133)

Auf Basis der ausgewerteten Quellen ermöglicht die Teilblockierung eine Verbesserung der spez. Schneidenergie auf durchschnittlich  $\lambda_{TB} = 55\%$  gegenüber der Vollblockierung (vgl. Anhang N). Nach diesen Quellen wird für Eindringtiefen bis 10 mm häufig der optimale Spanmodul bei  $\kappa = 3 \dots 5$  erreicht.

Die Verbesserung der spezifischen Energie durch Teilblockierung wurde exemplarisch an zwei der hier verwendeten Gesteine geprüft. Die Spantiefe betrug dabei etwa 4 mm. Gegenüber dem vollblockierten Schnitt zeigt sich für Beton im Idealfall mit einem Spanmodul von 2,9 lediglich eine Verringerung auf 84%. Absolut bedeutet das eine Verringerung von 44 auf 36 MJ/m³. Zum Lösen von Lamprophyr wurde insgesamt eine deutlich höhere spezifische Energie benötigt. Entsprechend der Trendlinie sank sie von der Vollblockierung bis zum Spanmodul  $\kappa = 2,9$  auf 59%.

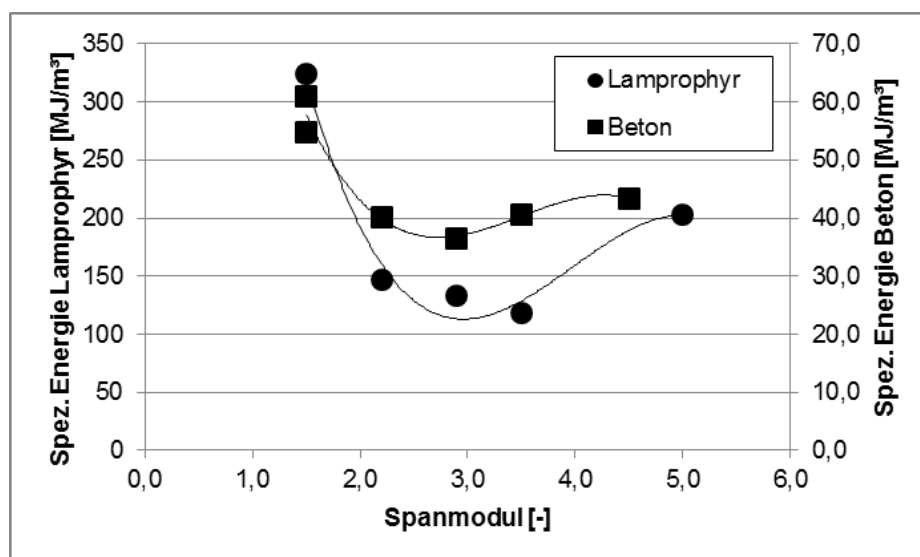


Abbildung 4-25: Abhängigkeit der spezifischen Energie von der Teilblockierung

Wie von Mahnert et. al. (133) prinzipiell dargestellt, zeigt sich auch in Abbildung 4-25 ein deutlicher Anstieg der spezifischen Energie bei Spanmodulen unterhalb des Optimums. Dieser Fakt lässt sich möglicherweise durch die Reibung erklären, die die Meißelspitze erfährt. Die hier durchgeführten Schnitte wurden ohne Drehwinkel ausgeführt. Bei geringen Schnittlinienabständen war daher nicht die Meißelspitze, sondern die Seite der Meißelspitze im Kontakt mit dem Gestein. Das Material wurde also energieintensiv seitlich gequetscht und nicht durch eine Punktlast ausgebrochen. Aufgrund teilweise abweichender Ergebnisse wird  $\lambda_{TB}$  nicht mit den aus den Quellen abgeleiteten 55%, sondern mit 60% definiert.

#### 4.3.6 Verschleißindex nach Keller

Aufgrund der hohen CAI Messwerte für Beton und den fast quarzfreien Kalkstein wird eine alternative Prüfmethode vorgestellt. Grundlage dafür ist die Untersuchung der Abrasion bei konstanter Eindringtiefe. An dieser Stelle kann nicht von einem erprobten Wert gesprochen werden. Er soll zur Überprüfung von CAI Werten dienen bzw. als Anstoß für zukünftige Untersuchungen verstanden werden. Für den Test muss der Bruch der Meißelspitze ausgeschlossen werden. Darüber hinaus wird auch der Temperatureinfluss aufgrund hoher Schnitt-geschwindigkeiten oder besonderer Gesteine hier zunächst nicht berücksichtigt.

Zur Verschleißprüfung kam die Sonderhobelmaschine zum Einsatz. Der Standardmeißel BSR112 wurde dazu unter einem Anstellwinkel und Drehwinkel von jeweils 50° bei einer Spantiefe von 5 mm bzw. Abständen von 1 mm mit dem Probegestein in Kontakt gebracht. Diese Einstellungen führten zu einem ausschließlichen Verschleiß der Hartmetallspitze und beugten einer mechanischen Überlastung vor. Es wurden in Summe je Gestein 20 m...60 m Schnittweg mit einer Geschwindigkeit von 1 m/s ausgeführt. Zur Beschleunigung und zum Abbremsen der Probe waren zusätzliche Längen von etwa 100 mm bzw. 50 mm vorgesehen, um während des Schnittes eine möglichst konstante Geschwindigkeit zu gewährleisten. Der beschriebene Test wurde an allen Gesteinen mit je einem neuen Meißel und ohne Möglichkeit der Rotation ausgeführt. Als Maß für den Verschleiß dient der Masseverlust, der auf Milligramm genau ermittelt wurde.

Nach Driesch (134) korrelieren Masseverlust der Meißel und das gewonnene Haufwerk etwa linear (Abb. O-1). Popov (135) (Abb. O-2) und auch Kleinert (136) stellten für jeweils einheitliche Spantiefen ebenfalls eine meist lineare Abhängigkeit von Masseverlust und Spanlänge fest. Nach diesem Ansatz wurden die Messwerte, aus dem Quotient von Masseverlust und Spanlänge, ermittelt. Die Ergebnisse der geprüften Gesteine sind in Abbildung 4-26 enthalten. Die Ordinatenachse ist logarithmisch dargestellt. Kalkstein

verursacht mit einem spezifischen Masseverlust von  $a_K = 0,08 \text{ g/km}$  mit Abstand den geringsten Verschleiß. Für Sandstein verdoppelt und für Beton vierfacht sich der Wert bereits. Die drei Gesteine sind jedoch so wenig abrasiv, dass hier 50 m und mehr Schnittlänge genutzt werden mussten, um den Verschleiß zu quantifizieren. Mit zunehmender Abrasivität folgen Lamprophyr und Basalt\* mit einem spezifischen Masseverlust von  $a_K = 1,35 \text{ g/km}$  bzw.  $1,95 \text{ g/km}$ . Granit bedingt mit  $5,52 \text{ g/km}$  den höchsten Verschleiß. Das Verhältnis zwischen größtem und kleinstem spezifischen Masseverlust beträgt etwa 70. Es ist also davon auszugehen, dass unter diesen Bedingungen ein Meißel im Granit ca. 70-mal getauscht werden muss, während im Kalkstein nur ein Wechsel erfolgt, insofern rein abrasiver Verschleiß vorliegt.

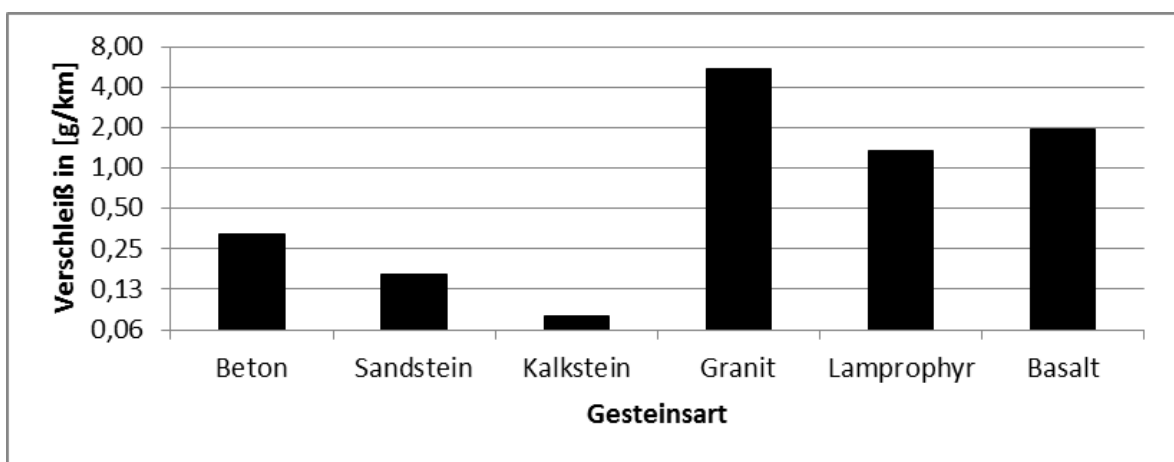


Abbildung 4-26: Spezifischer Masseverlust im Überblick

Der Verschleiß machte sich jedoch nicht nur in Form des reinen Masseverlustes bemerkbar. So konnten in Detailaufnahmen des Hartmetalls, unter dem Rasterelektronenmikroskop von Caterpillar Product Development & Global Technology, auch Gefügeänderungen der Meißelschneiden nachgewiesen werden. Abb. O-3 a) zeigt einen Schliff der Hartmetalloberfläche nach der Nutzung des Meißels in Granit. Hier sollten graue Karbidkörner von einer hellgrauen Füllung aus Kobalt umgeben sein und sich gegen den schwarzen Hintergrund deutlich abheben. Anstelle dessen ist im Außenbereich der Schneide aber nur eine graue Karbidfläche zu erkennen, während die Kobaltmatrix praktisch nicht mehr vorhanden ist. Diese Beobachtung wird auch von Trockner und Wagner (137) beschrieben. Demnach kommt es durch hohe Temperaturen zum Verlust der Matrix und zur Erhöhung der Spröbruchgefahr. Diese Gefahr schließt sowohl einzelne Karbidkörner, als auch gesamte Areale der Spitze mit ein. Im Gegensatz zu Granit ist nach dem Schneiden von Kalkstein das Kobalt noch vorhanden und wie in Abb. O-3 b) zu sehen anhand der hellen Flecken deutlich zu erkennen.

#### 4.4 Schlagendes Lösen

Für die geplanten Schlaguntersuchungen und insbesondere die Kombination von Schnitten und Schlägen in Form der Aktivierung war keine Serientechnik verfügbar. Daher wurde ein Apparat für diese Aufgaben entwickelt. Auf Basis der erprobten Schlagapparates wird zuerst das Verhalten eines Gesteins unter Einfluss von Schlägen qualitativ betrachtet. Anschließend wird der neu entwickelte Referenzwert *Schlagwiderstand* bestimmt. Es folgt die Prüfung der wichtigsten Einflüsse auf die Schlageffizienz und die damit verbundene Beschreibung der günstigsten Kombination von Schlägen während eines Schnittes.

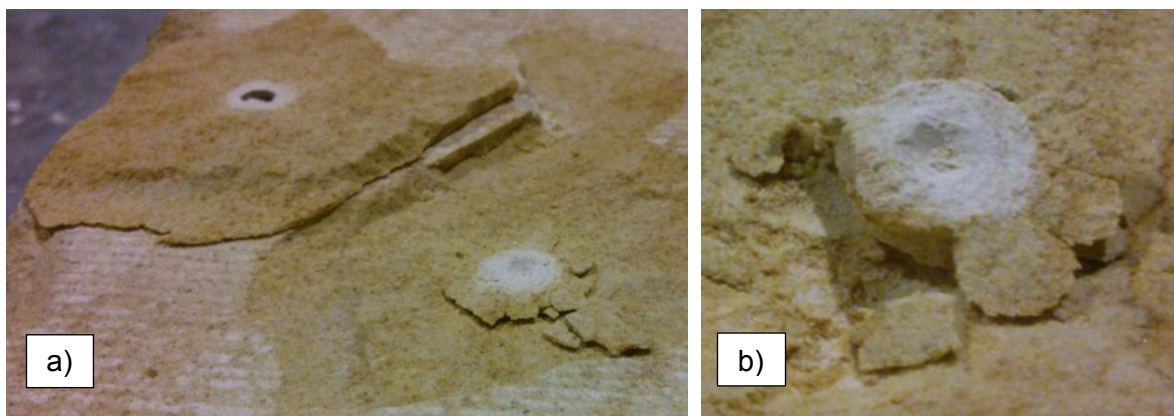
Zur Untersuchung des Widerstandsverhaltens der Gesteine gegen einen geschlagenen Meißel wurden Versuchsbedingungen für einen Standardtest: „passiver Schlagwiderstand“ definiert und der Kennwert an allen Gesteinen bestimmt. Um von dieser Größe zu einer günstigen Schlagfolge zu gelangen, wurden weitere Parameter des Einzelschlages und ihre räumliche Konstellation zueinander betrachtet. Physikalische Eigenschaften des Meißels, die Geometrie der Schneide und die Impulsform des Stoßes blieben dabei unverändert. Die detaillierten Untersuchungen erfolgten exemplarisch an Beton und Lamprophyr.

Laut den vorangegangenen Messungen (Kapitel 3.5.2), standen dem Schlagkolben zum Zeitpunkt des Aufpralls auf den Meißel ca. 75% der potenziellen Energie im Druckbehälter als kinetische Energie zur Verfügung. Die Differenz entstand durch eine Kombination des Einstellfehlers am Zylinder, der Strömungsverluste, der polytropen Zustandsänderung und der Reibung zwischen Kolbendichtung und Zylinder.

*Da nur die kinetische Energie des Schlagkolbens für eine Übertragung auf den Meißel zur Verfügung steht, wurden sämtliche Einzelschlagenergien mit der jeweiligen kinetischen Energie des Kolbens gleichgesetzt. Die kinetische Energie des Kolbens ergibt sich dabei aus der potenziellen Energie des Schlagkolbens und dem Wirkungsgrad des Schlagzylinders in Höhe von  $\eta_z = 75\%$  gemäß Formel (F.49).*

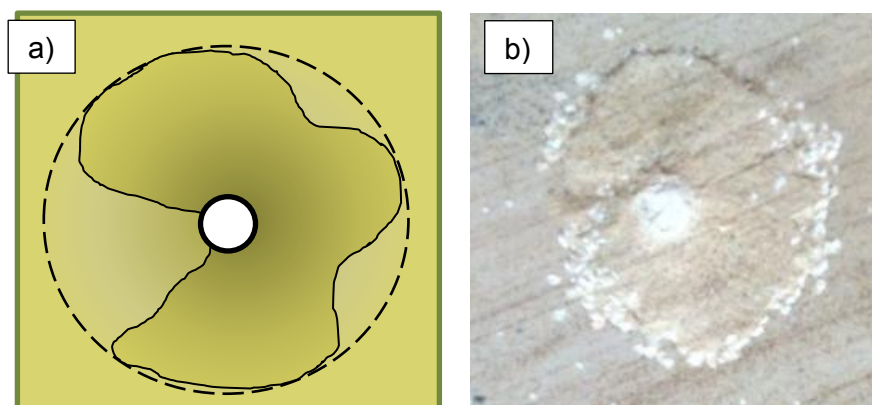
#### 4.4.1 Wirkweise von Schlägen auf das Gestein - Bruchverhalten von Sandstein

Zur Veranschaulichung der Wirkweise von Schlägen, werden die gut sichtbaren Ergebnisse beim Lösen von Sandstein herangezogen. Beim Schlag werden um die Meißelspitze Spannungen verursacht, die die Festigkeit des Sandsteins übersteigen. Die Oberfläche wird bei diesem Gestein durchstanzt. Darunter kommt es zur Zerstörung des porösen Korngerüsts, verbunden mit einer Komprimierung des Sandsteinpulvers, das durch die farbliche Änderung gut erkennbar ist (Abbildung 4-27). Der vertikal verdichtete, pulverisierte Bereich mit fast weißer Farbe, weicht seitlich aus und erzeugt einen umlaufenden Keil aus Bruchstücken, der sich nach außen verjüngt. Die nach außen strebenden Bruchstücke erzeugen, senkrecht zu ihrer Bewegungsrichtung, Zugspannungen und heben die obere Gesteinspartie ab.



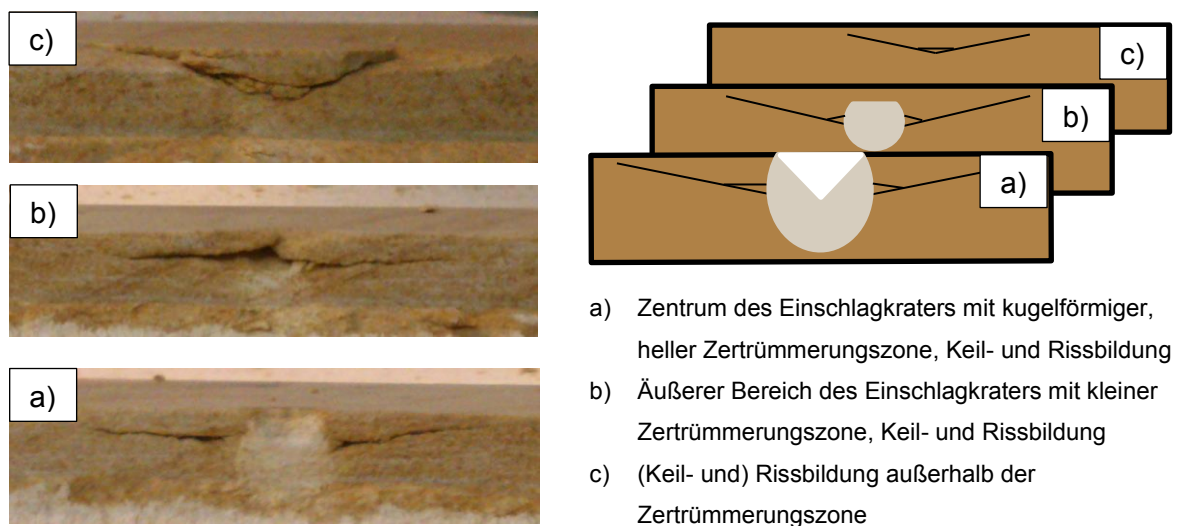
**Abbildung 4-27: a) nach hinten umgeklappte, durchstanzte Oberfläche sowie kompaktierte Zone mit Sandsteinbruchstücken. b) kompaktierter Sandstein (weiß) mit Bruchstückring**

Der Ausbruch ist unregelmäßig innerhalb eines elliptischen Wirkungsbereichs. Um die zusätzlich zum Ausbruch gelösten Bereiche zu erfassen, werden die Bruchstücke manuell entfernt (Abbildung 4-28).



**Abbildung 4-28: Ausbruchskontur a) als Schema und b) nach der Bearbeitung von Hand**

Die Tiefenwirkung unterhalb des gelösten Materials wurde über Profilschnitte untersucht. Dazu wurde im Einflussbereich von Einschlägen, senkrecht zur Oberfläche, in den Sandstein gesägt und anschließend mit der Sonderhobelmaschine das gesamte Material bis zur Sägekante gelöst, um die Ansicht zu ermöglichen. Aus verfahrenstechnischen Gründen konnten nicht mehrere Profile eines Schlages aufgenommen werden. Stattdessen wurden Profile von drei unterschiedlichen Einschlägen genutzt, um Ansichten der Einflussbereiche des Schlages aufzunehmen. Die Risse können daher nicht über die verschiedenen Profile verfolgt werden, sie zeigen jedoch die generelle Tendenz (Abbildung 4-29). Im Zentrum des Schlagkraters (a) ist die Bildung der Spaltfläche etwa in der Tiefe der eingedrungenen Meißelspitze, außerhalb des weiß verfärbten Bereiches zu erkennen. Im zweiten Profil reicht der verfärbte Bereich weniger in die Tiefe und erreicht nicht die Oberfläche (b). Ein Teil des weißen Pulvers ist herausgefallen und gibt so Aufschluss über das pulverisierte Gesteinsvolumen. Im letzten Profil (c) sind die Gesteinsbruchstücke um den Kern erkennbar, die die Spaltfläche verursachen und die das gelöste Gestein anheben. Eine farbliche Veränderung ist nicht erkennbar. Die Tendenz wird im Schema rechts deutlich.



**Abbildung 4-29: Einschlagkrater bei Sandstein (links) im Profil und (rechts) als Schema.**

Mit höheren Schlagenergien wurde der plastisch verformte Bereich größer, während mehrere Schläge auf die gleiche Stelle kaum weitere Ausbruchsvolumina erzeugten. In letzterem Fall verteilte der plastisch verformte Bereich die Schlagenergie so, dass die kritische Spannung des Gesteins kein weiteres Mal überschritten wurde.

Auch bei spröden Gesteinen ist davon auszugehen, dass das Gestein unter Druck eine seitliche Ausweichbewegung vollzieht. Da hier die zulässige Spannung jedoch höher ist, setzen sich die Risse, bei gleicher Einzelschlagenergie, nicht so weit in das Gestein fort.

#### 4.4.2 Der passive Schlagwiderstand

Zur Charakterisierung des Widerstandes der Gesteine gegen das Eindringen eines geschlagenen Meißels wurden, in Anlehnung an vollblockierte Schnitte, vollblockierte Schlagversuche durchgeführt und das jeweilige Ausbruchsvolumen gegenübergestellt. Wie der passive Schneidwiderstand ( $R_{pst}$ ), ist auch der passive Schlagwiderstand ( $R_{pSg}$ ) von Gestein, Werkzeug und Versuchsbedingungen abhängig. Im diesem Versuchsaufbau traf der Meißel mit großem Abstand zu Freiflächen, senkrecht auf das Gestein. Um den Kontakt zu gewährleisten, wurde er außerdem mit einer Andruckkraft von 3 kN auf das Gestein gepresst. Zum Einsatz kam der aus den Schneidversuchen bekannte Meißel BSR112 der Firma Betek. Er wurde mit Energien von jeweils 82,5 J, 180 J und 300 J mindestens 30, 20 beziehungsweise 15-mal geschlagen um die Aussagewahrscheinlichkeit zu erhöhen.

Abbildung 4-30 zeigt den Zusammenhang des Span- oder Ausbruchvolumens gegenüber wachsenden Einzelschlagenergien am Beispiel von Sandstein. Deutlich zu erkennen sind der lineare Anstieg des mittleren Spanvolumens und die Zunahme der Schwankungsbreite. Abbildung 4-31 zeigt die Verteilungsdichtefunktion der Spanvolumina. Aufgrund der geringen Datenmenge ist die Verteilung für 300 J Einzelschlagenergie nur bedingt zu interpretieren. Für 180 J und 82,5 J deuten sich asymmetrische Verteilungen an. Aus diesem Grund wird mit dem Median gearbeitet, der in diesem Fall den Erwartungswert besser beschreibt als der Mittelwert. In Abbildung 4-30 schneidet die Regressionsgerade die x-Achse bei 37 J. An dieser Schwelle führen theoretisch 50% der Schläge zu einem messbaren Spanvolumen. Unterhalb wird hier der Prellschlagbereich definiert, also der Bereich in dem mit hoher Wahrscheinlichkeit der Meißel zurückprallt ohne Gestein zu lösen. Die Schwelle wird hier als Prellenergie  $E_{Prell}$  bezeichnet. So ist es sinnvoll hohe Einzelschlagenergien zu nutzen, um den Wirkungsgrad der Schlagenergie zu erhöhen.

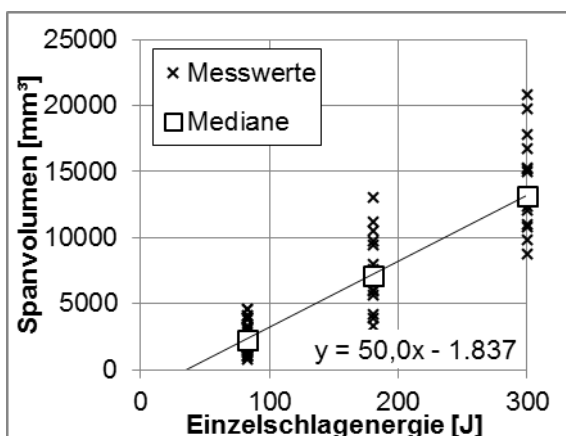


Abbildung 4-30: Beziehung von Spanvolumen und Einzelschlagenergie in Sandstein

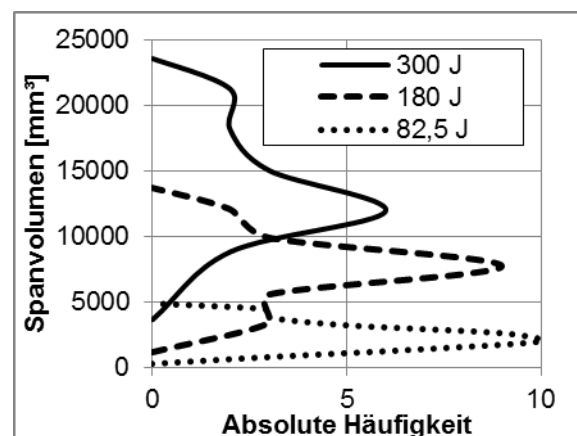


Abbildung 4-31: Verteilung der Spanvolumen in Sandstein



Aufbauend auf diesen Untersuchungen und angelehnt an den passiven Schneidwiderstand (Abbildung 4-11) dient die lineare Regressionsfunktion von Einzelschlagenergie und Ausbruchsvolumen zur Beschreibung des passiven Schlagwiderstandes (Abbildung 4-32). Die Achsen werden gegenüber Abbildung 4-30 getauscht, so dass mit steigendem Schlagwiderstand ein größerer Anstieg einhergeht, was dem Vorgehen beim passiven Schneidwiderstand entspricht. Basalt\* hat den größten Widerstand, während sich z.B. Sandstein sehr leicht löst. Die Gleichungen sind Tabelle 4-3 zu entnehmen.

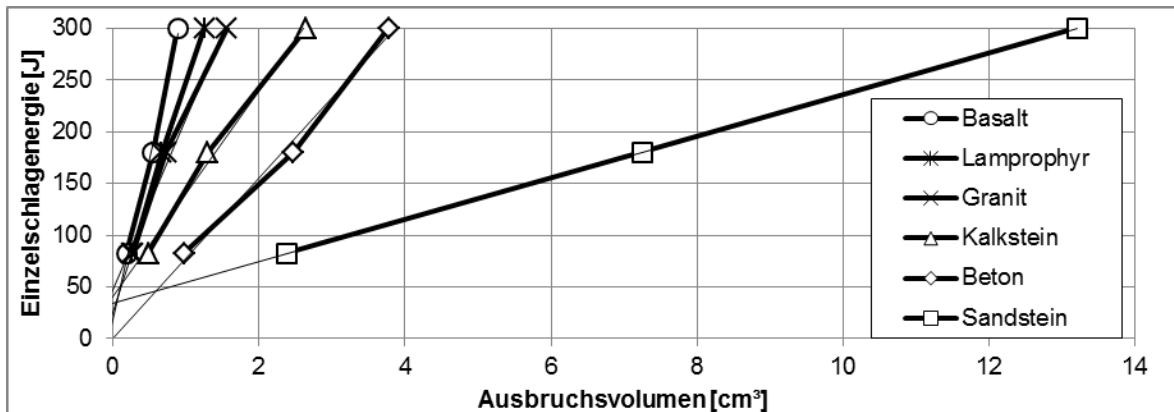


Abbildung 4-32: Passiver Schlagwiderstand von Gesteinen

Tabelle 4-3: Passiver Schlagwiderstand bei linearer Regression durch die Mediane

	Anstieg des passiven Schlagwiderstandes	Prellenergie	Rang der spez. Schlagenergie
	$\left[ \frac{\text{J}}{\text{cm}^3} = \frac{\text{MJ}}{\text{m}^3} \right]$	[ J ]	1 = Kleinste
Beton	76,6	5	2
Sandstein	20,0	37	1
Kalkstein	98,9	43	3
Granit	163,9	49	4
Lamprophyr	219,7	27	5
Basalt*	309,5	21	6

Das zu erwartende Ausbruchsvolumen eines Schlages kann mit Hilfe von Tabelle 4-3 prognostiziert werden. Dazu wird von der Einzelschlagenergie die Prellenergie subtrahiert und der Term durch den passiven Schlagwiderstand dividiert. Die Streuung bleibt hier unberücksichtigt, da sich das Spanvolumen über einen längeren Zeitraum und eine Vielzahl von Schlägen ausgleicht.

$$V_{\text{Span}} = \frac{E_{\text{Schlag}} - E_{\text{Prell}}}{R_{\text{PSg}}} \quad (\text{F.58})$$

#### 4.4.3 Die spezifische Schlagenergie

Die häufig in der Literatur verwendete GröÖe der spezifischen Schlagenergie wird als Quotient von Einzelschlagenergie und Ausbruchvolumen bestimmt. Sie soll hier verwendet werden, um Vergleiche zu erleichtern. Aufgrund der Prellenergie ist sie jedoch von der Einzelschlagenergie abhängig, was bei Prognosen zu beachten ist.

Für den Vergleich des passiven Schlagwiderstandes mit der spezifischen Schlagenergie werden die Daten von Sandstein genutzt, mit denen auch Abbildung 4-30 erstellt wurde. In Abbildung 4-33 ist die degressive Absenkung der spez. Schlagenergie mit zunehmender Einzelschlagenergie deutlich zu erkennen. Im betrachteten Bereich von 82,5 J bis 300 J, tritt eine Verringerung auf 65% ein. Die Streuung der spez. Schlagenergie sinkt währenddessen auf etwa 33%. Die Verteilung der spezifischen Schlagenergie (Abbildung 4-34) verläuft zumindest bei niedrigen Schlagenergien asymmetrisch. D.h. vereinzelt kommt es zu sehr geringen Ausbrüchen. Mit steigender Einzelschlagenergie nimmt scheinbar die Tendenz einer Normalverteilung zu. Trotzdem wird hier der Median als statistischer Erwartungswert genutzt.

Die am Sandstein beschriebene Tendenz, eines sinkenden Schlagwiderstandes mit zunehmender Einzelschlagenergie, wird bei den meisten Gesteinen bestätigt. Bei einer Erhöhung der Einzelschlagenergie von 82,5 J auf 300 J beträgt die Absenkung bei den natürlichen Gesteinen jeweils 25%...37%. Mit lediglich 6% Verringerung bei Beton, ist die Verbesserung dort kaum nachweisbar.

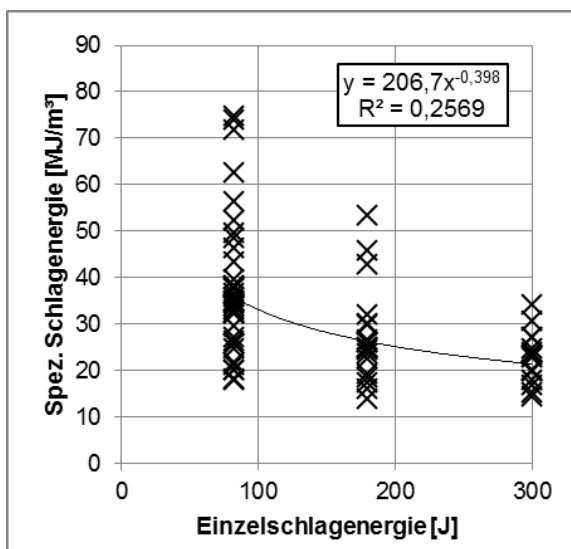


Abbildung 4-33: Entwicklung der spezifischen Lösearbeit in Sandstein

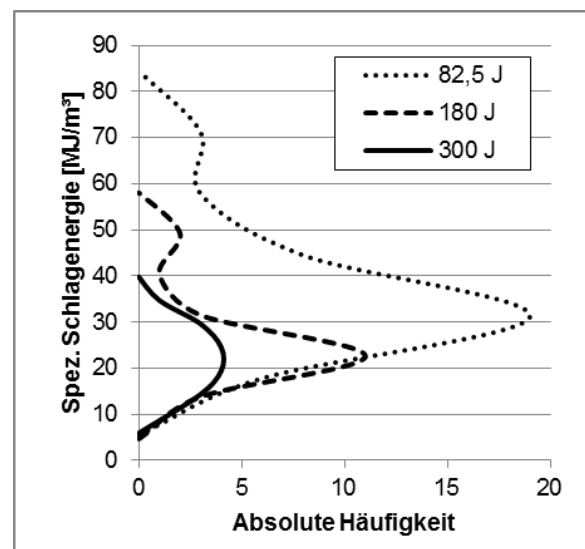


Abbildung 4-34: Verteilung der spezifischen Lösearbeit in Sandstein

Die Mediane aller untersuchten Gesteine und Schlagenergien sind in Abbildung 4-35 zusammengefasst. Die verschiedenen Gesteine besitzen für dieselbe Einzelschlagenergie meist deutlich unterschiedliche spez. Schlagenergien, was sie gut unterscheidbar macht und bei der Einordnung weiterer Gesteine hilft.

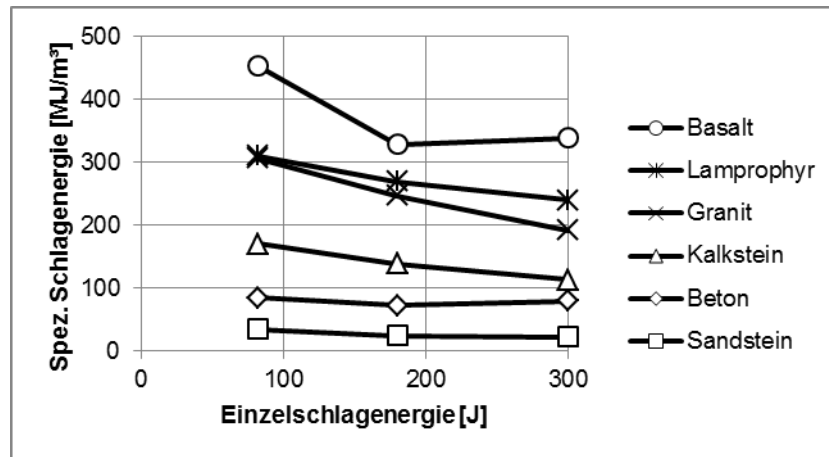


Abbildung 4-35: Spez. Schlagenergien aller Gesteine im Überblick

Die spezifische Schlagenergie ist von der Einzelschlagenergie abhängig und daher nicht skalierbar. Dieses Problem wird mit dem im vorherigen Kapitel beschriebenen passiven Schlagwiderstand umgangen. Die spezifische Energie ist jedoch ein geeignetes Mittel, um bei einer gegebenen Einzelschlagenergie andere Abhängigkeiten zu betrachten. Anders als das gelöste Volumen pro Schlag, gibt sie dem Leser die Möglichkeit einen Bezug zu anderen Löseverfahren herzustellen. Sie wird daher im Folgenden für die Darstellung weiterverwendet.

#### 4.4.4 Einfluss der Andruckkraft auf die Einzelschlageffizienz

Aufgrund der wechselnden Betonqualität und somit auch seiner Festigkeit sei zunächst darauf verwiesen, dass die Daten aus diesem Unterkapitel nicht denen aus dem Unterkapitel des Schlagwiderstandes gegenübergestellt werden dürfen. Da die Betonqualität an verschiedenen Stellen des Blockes verschiedene Bedingungen aufwies, wurde der Einfluss der Andruckkraft in einem Areal gleicher Qualität untersucht, kann aber mit Ergebnissen aus anderen Bereichen nicht kombiniert werden. Die Untersuchungen an Beton erfolgten zunächst anhand von zwei Einzelschlagenergien, in jeweils drei Stufen der Andruckkraft. Aufgrund der zu geringen Versuchszahl wurde eine zusätzliche Konfiguration gewählt. Insgesamt erfolgten diese Prüfungen:

- 75 J – bei 1000 N, 3000 N, 4770 N

- 165 J – bei 500 N, 3000 N, 5400 N
- 82,5 J – bei 500 N, 5400 N

Es standen jeweils etwa 15 (bei 75 J) bzw. jeweils mindestens 35 Einzelwerte zur Verfügung. Aufgrund der bekannten, starken Streuung der Messwerte nehmen die zahlreicheren Schläge mit 165 J und 82,5 J in der Auswertung eine höhere Wichtung ein.

Bei der Betrachtung der Schläge mit Einzelschlagenergien von 82,5 J und 165 J zeigt sich eine konstante bis leicht fallende Tendenz der spezifischen Schlagenergie mit steigender Andruckkraft (Abbildung 4-36). Vermutlich ist der Abfall mit der Tatsache verbunden, dass der Meißel bei hohen Andruckkräften bereits in den Beton eindringt und die im Meißel vorwärtslaufende Druckwelle die Meißelspitze, bei gleicher Verschiebung, insgesamt in tiefere Bereiche des Gesteins befördert. Daher ist die räumliche Wirkung größer. Weiterhin verbessert eine höhere Andruckkraft die Impulsübertragung des Meißels. (vgl. 3.5.2).

Im Gegensatz zur beschriebenen Abhängigkeit zeigen die Daten der 75 J Schläge eine steigende spez. Schlagenergie mit wachsender Andruckkraft. Anhand des Vergleichs von Mittelwert und Median ist jedoch zu erkennen, dass die Daten noch nicht konsistent sind, also nicht genügend Versuche durchgeführt wurden. Aus diesem Grund gelten diese Ergebnisse hier nicht als „Abhängigkeit“ und widersprechen somit auch nicht den zuvor beschriebenen Tendenzen. Sie werden dargestellt um eine Herausforderung zu verdeutlichen, die durch zu wenige Messwerte entstehen kann.

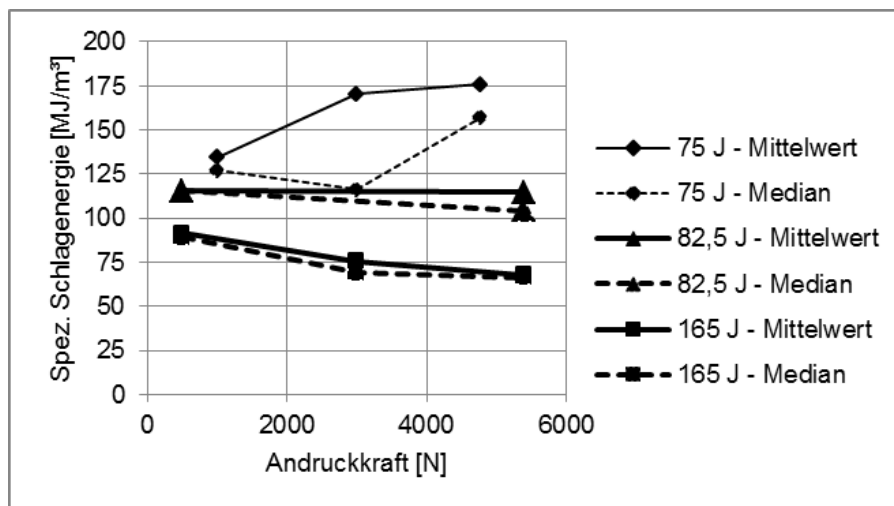


Abbildung 4-36: Einfluss der Andruckkraft auf die spez. Schlagenergie bei Beton

Aufgrund der vorherigen Ergebnisse wurden in Lamprophyr lediglich Schläge mit 180 J über drei Stufen der Andruckkraft untersucht. Dazu wurden jeweils mehr als 30 Versuche durchgeführt. Hier bestätigte sich die leicht fallende Tendenz der spez. Schlagenergie mit zunehmender Andruckkraft, ab einer Andruckkraft von über 3000 N. Möglicherweise ist diese Kraft notwendig, um die Meißelspitze minimal in das Gestein eindringen zu lassen,

so dass die Schlagenergie den Meißel tiefer unter die ursprüngliche Oberfläche des Gesteins drängt. Alternativ ist auch hier die Wirkung des längeren Impulses oder eine Anomalie des Gesteins als Ursache möglich.

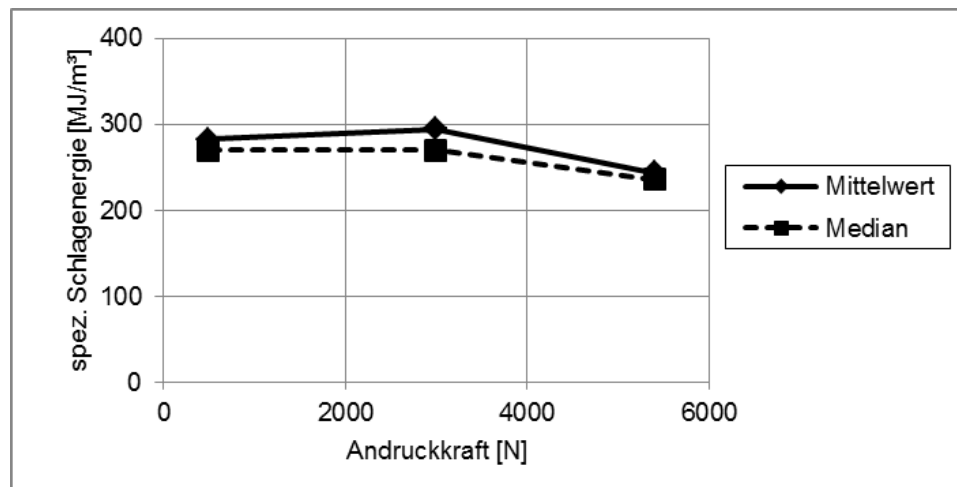


Abbildung 4-37: Einfluss der Andruckkraft auf die spez. Energie bei Lamprophyr

Anhand der Versuchsauswertung konnte gezeigt werden, dass die mittlere spez. Einzelschlagenergie bzw. der Median mit steigender Andruckkraft im Bereich von 0...25% absinkt. Es ist zu beachten, dass das Aufbringen einer Andruckkraft mit zusätzlicher Arbeit verbunden sein kann.

#### 4.4.5 Einfluss neu geschaffener Freiflächen entlang einer Spur

##### 4.4.5.1 Einflüsse auf die degressive Arbeitsweise

###### Anstellwinkel

Zunächst wurde an Lamprophyr der Effekt des Anstellwinkels bei einer Einzelschlagenergie von 180 J bzw. zwei Schlagabständen von 15 mm bzw. 20 mm untersucht. Wie in Abbildung 4-38 zu erkennen, wurden jeweils die geringsten spezifischen Energien für eine senkrechte Anstellung zur Oberfläche, also 90° erreicht. Die Messwerte wurden im Diagramm etwas versetzt, um eine bessere Darstellung zu gewährleisten, sie beziehen sich dennoch auf Anstellwinkel von 90°, 105° und 120°. Die Mediane der Verteilungen lagen bei 229 MJ/m³ bzw. 200 MJ/m³. Mit größer werdendem Anstellwinkel stieg die spezifische Schlagenergie zunächst mäßig an und erreichte bei 105° Werte von 338 MJ/m³ bzw. 289 MJ/m³. Im weiteren Verlauf nahm der Energiebedarf stärker zu. Bei 120° waren bereits 769 MJ/m³ und 896 MJ/m³ nötig, was mehr als dem 3 bzw. 4-fachen gegenüber der senkrechten Anstellung

entsprach. Die ansteigenden Energiebedarfe werden im Diagramm durch Regressionskurven mit exponentiellem Wachstum angenähert. Die ähnlichen Ergebnisse der verschiedenen Schlagabstände legen eine allgemeine Abhängigkeit nahe. Eine Anstellung im Sinne eines degressiven Spanvorgangs sollte daher unbedingt vermieden werden.

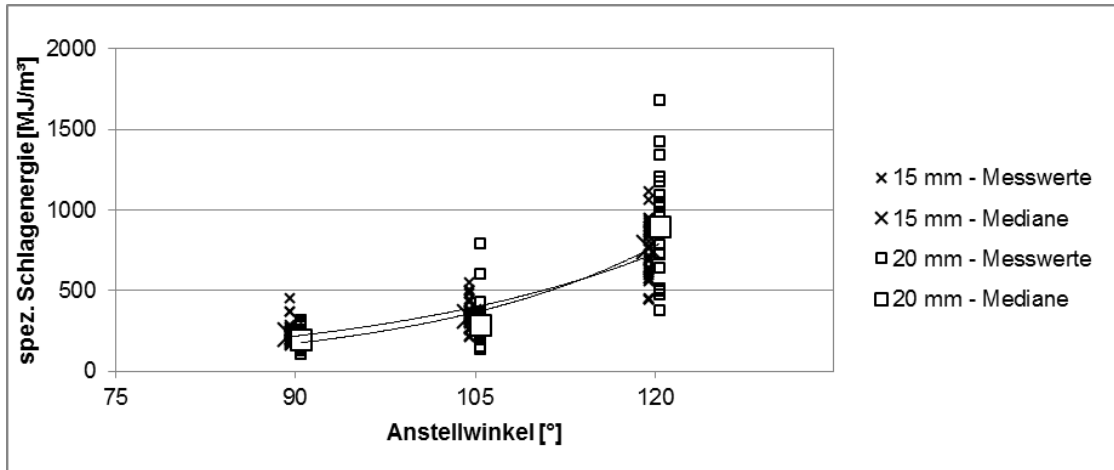


Abbildung 4-38: Einfluss des Anstellwinkels bei Lamprophyr

Bei Beton wurden Schlagabstände von 30 mm verwendet. Hier zeigte sich ebenfalls ein Anstieg der spezifischen Schlagenergie mit steigendem Anstellwinkel. Im Gegensatz zu Lamprophyr wurde dieser jedoch am besten durch eine lineare Funktion beschrieben. Bei einer Einzelschlagenergie von 180 J erhöhte sich die spez. Energie, mit der Änderung des Anstellwinkels von 90° über 105° auf 120°, in den Schritten 65 MJ/m³; 83 MJ/m³ und 100 MJ/m³. Damit wurde der Ausgangswert auf das 1,5-fache gesteigert. Für 225 J Einzelschlagenergie zeigte sich eine vergleichbare Steigung zwischen 90° und 105°, obwohl eine insgesamt etwas höhere spezifische Schlagenergie notwendig war.

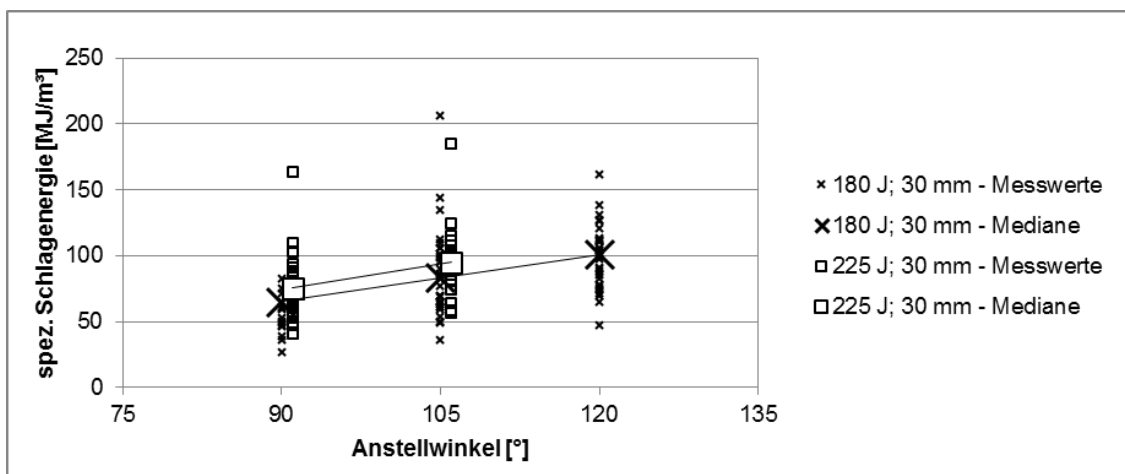


Abbildung 4-39: Einfluss des Anstellwinkels bei Beton

Der Anstieg der spezifischen Schlagenergie beruht teilweise auf der Geometrie der Schneidflanken und ihrer Orientierung zur Gesteinsoberfläche. Bewegen sich ein senkrecht

zur Oberfläche angestellter und ein schräg stehender Meißel um den gleichen Betrag vorwärts (Eindringweg), besitzt letzterer eine geringere Eindringtiefe senkrecht zur Oberfläche. Zusätzlich verdrängt er bereits nach einem kürzeren Eindringweg das gleiche Gesteinsvolumen, wie ein lotrecht stehender Meißel. Das Gestein kann also bei einem schräg stehenden Meißel sehr früh den gleichen Widerstand leisten. Es treten geringere lokale Spannungsunterschiede im Gestein auf, die dessen Bruch herbeiführen können. Dringt der Meißel weniger in das Material ein, so sind im Allgemeinen auch höhere spezifische Löseenergien erforderlich, da nur wenige Störstellen des Gesteins erfasst werden. Daneben kommt es durch die Schrägstellung des Meißels auch zu einer asymmetrischen Belastung und so zu einer hohen Reibung zwischen Meißel und Meißelführung. Zuletzt wird auch das Material unter einem Teil der Schneide so blockiert, dass es kaum ausbrechen kann, sondern pulverisiert bzw. herausgequetscht werden muss.

Die erwartete Verringerung des passiven Gesteinswiderstandes durch die Belastung in Richtung des vorhergehenden Schlagkraters, ist bei den durchgeführten Untersuchungen im Verhältnis zu den oben beschriebenen Wirkmechanismen nachrangig. Daher ist diese Art der Anstellung nachteilig und sollte unbedingt vermieden werden. Mit zunehmender Gesteinsfestigkeit ist die Anstellung des Meißels über  $90^\circ$  hinaus mit einem deutlichen Anstieg der notwendigen spezifischen Schlagenergie verbunden.

#### Schlagabstand

Der Einfluss der Schlagabstände auf die spezifische Schlagenergie wurde durch Variation der Abstände bei konstantem Anstellwinkel von  $90^\circ$  und bei konstanter Einzelschlagenergie von 180 J untersucht. Bei Schlagabständen von  $a_{sg} = 10 \text{ mm}$  wurde in Lamprophyr eine sehr homogene Ausbruchskontur erreicht, die einer Schnittpur ähnelte. Damit erlaubte diese Konfiguration gute Bedingungen für nachfolgende Schlagspuren, war mit einer spezifischen Schlagenergie von etwa  $300 \text{ MJ/m}^3$  im Vergleich jedoch sehr hoch. Mit wachsenden Schlagabständen nahm die spezifische Schlagenergie zunächst ab und erreichte bei 25 mm mit ca.  $188 \text{ MJ/m}^3$  ihr Minimum. Dabei entstand eine so deutliche Kraterform, dass für die nächste Schnittebene sehr wechselnde Bedingungen herrschten (Abbildung 4-40). Der Schlagabstand wurde daraufhin nicht kontinuierlich weiter erhöht, da eine gleichmäßige Bearbeitung der gesamten Gesteinsoberfläche so nicht möglich wäre. Zusätzlich wurden vollblockierte Schläge mit Abständen von 60 mm und 45 mm herangezogen, um die spezifische Energie im unverritzten Gestein gegenüberzustellen. Sie erreichten erneut das Niveau der spezifischen Schlagenergie mit Schlagabständen von 10 mm. Die Ergebnisse der Schlagabstandsvariation sind Abbildung 4-41 zu entnehmen.

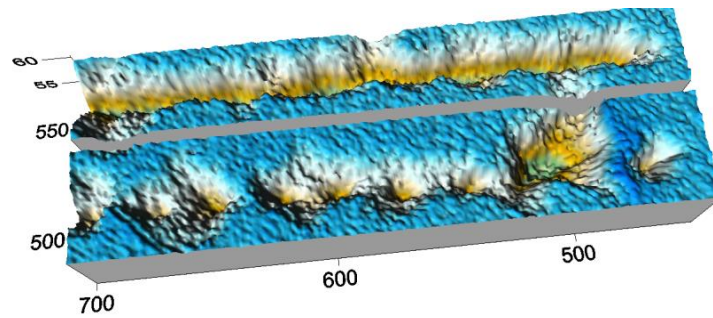


Abbildung 4-40: Schlagspuren in Lamprophyr mit Abständen von 10 mm (oben) und 25 mm (unten)

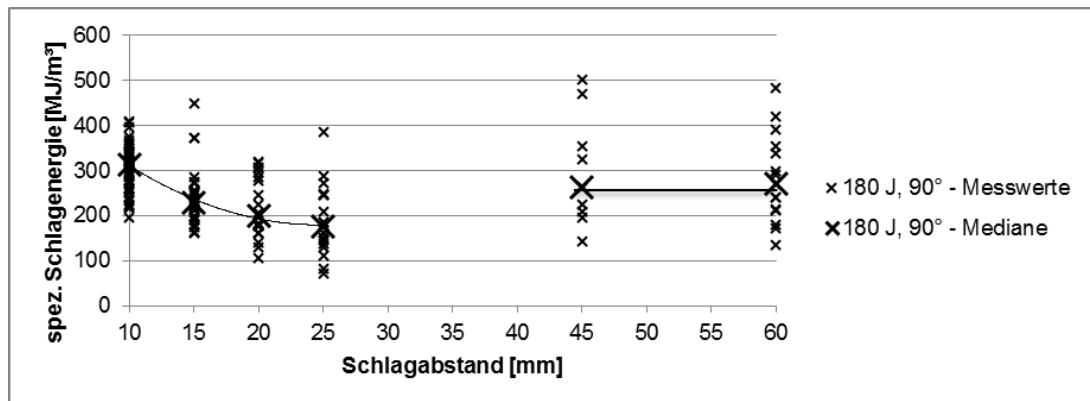


Abbildung 4-41: Einfluss des Schlagabstandes bei Lamprophyr

Für Beton wurde ebenfalls die Abhängigkeit der spezifischen Energie vom Schlagabstand bei 3000 N Andruckkraft und 90° Anstellwinkel untersucht. Für eine Einzelschlagenergie von 180 J wurde das Minimum bei einem Schlagabstand von 30 mm mit 65 MJ/m³ erreicht. Für kürzere Abstände stieg die spezifische Schlagenergie an und erreichte bei 10 mm das ca. 1,6-fache. Eine Steigerung auf 225 J Einzelschlagenergie war, bei etwa gleich hoher spezifischer Energie, mit einer Verschiebung des Optimums auf ca. 40 mm verbunden.

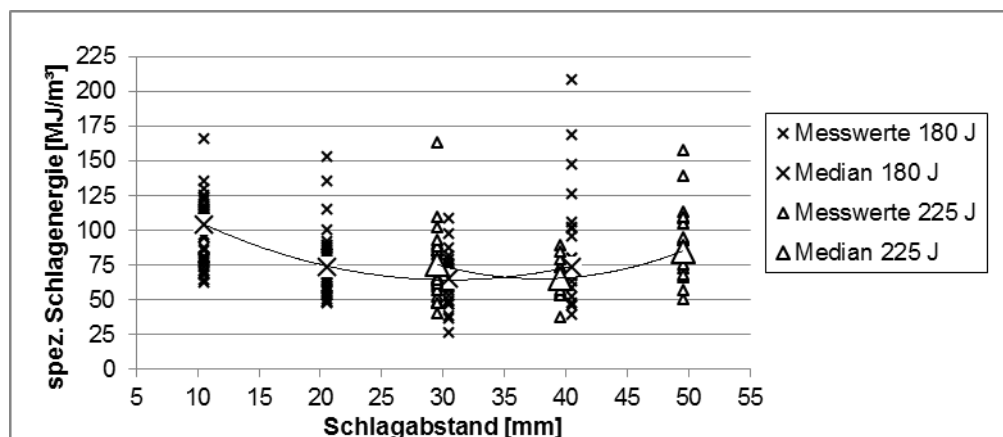


Abbildung 4-42: Einfluss des Schlagabstandes bei Beton

Ausgehend vom vollblockierten Schlag, kommt es mit der Verkürzung der Schlagabstände zur Verringerung der Blockierung des Gesteins und somit zu einem sinkenden Lösearbeit.



Gleichzeitig sinkt das Ausbruchsvolumen je Schlag. Das Optimum der gegenläufigen Funktionen ist den Anforderungen anzupassen. Werden für die Bearbeitung des Gesteins die Abstände mit der niedrigsten spezifischen Schlagenergie genutzt, entsteht eine sehr heterogen abgetragene Oberfläche. Diese bietet schlechte Voraussetzungen für die Positionierung der Folgeschläge. Andererseits ist zu bedenken, dass bei einer Verkürzung der Abstände der Meißel immer näher an den Krater des Vorgängers verschoben wird. Befindet sich der Ansatzpunkt der Meißelspitze innerhalb des Kraters, so ist die Fläche an dieser Stelle geneigt und der Meißel dringt nicht senkrecht in das Gestein ein. Je näher der Ansatzpunkt dem Zentrum des Vorgängers kommt, desto steiler ist die Oberfläche üblicherweise geneigt und desto schlechter ist die Wirkung.

Aufgrund der Beobachtungen ist es nicht sinnvoll weitere Konstellationen aus benachbarten Spuren und einem Drehwinkel zu untersuchen, da sich die degressive Arbeitsweise als nachteilig herausgestellt hat. Anstelle dessen wird überprüft, wie gut der Meißel vom Inneren des Einschlagkraters, in Richtung des unverritzten Materials arbeitet. Hierbei kann ein Großteil des Gesteins in Richtung einer unbegrenzten freien Fläche ausbrechen.

#### 4.4.5.2 Einflüsse auf die progressive Arbeitsweise

##### Anstellwinkel

Dabei wurden mediane spezifische Schlagenergien zwischen  $88 \text{ MJ/m}^3$  und  $214 \text{ MJ/m}^3$  erreicht, die durch ein Polynom 2. Grades gut angenähert werden können. Der Tiefpunkt befindet sich etwas unter  $65^\circ$ , die größten Abstände zwischen den Einschlägen dagegen bei etwa  $55^\circ$  bis  $60^\circ$  (vgl. Abbildung 4-43).

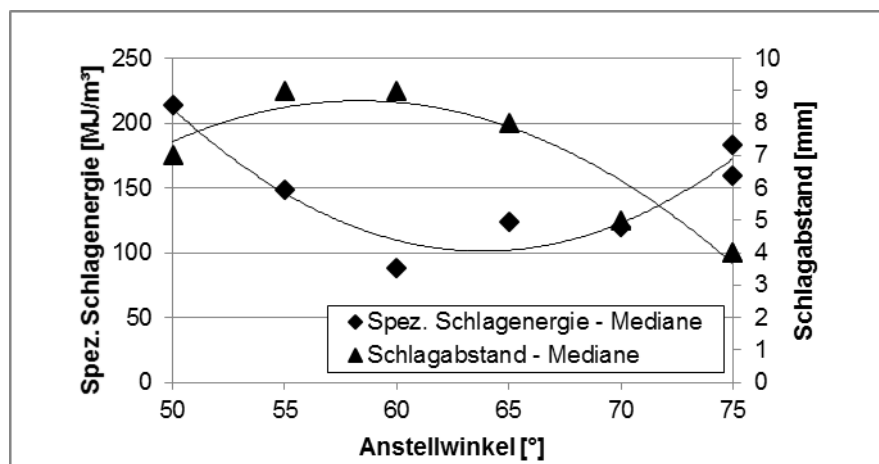


Abbildung 4-43: Spez. Schlagenergie und Schlagabstand in Abhängigkeit des Anstellwinkels von Lamprophyr

Bei diesen Anstellwinkeln steht der Meißel etwa senkrecht zur Gesteinsoberfläche und die Richtung des Schlagvektors stimmt etwa mit der resultierenden Widerstandskraft des Gesteins überein. Abweichende Winkel führen dagegen zu höherer Reibung des Meißels im Gehäuse. Größere Winkel führen zu einer höheren Andruckkraft und damit zu einer wachsenden Spantiefe, während die Spanlänge sinkt. Spitzere Winkel erzeugen geringe Andruckkräfte, wodurch die geforderte Spantiefe früher unterschritten wird, so dass sich auch hier die Abstände verkürzen.

Beton zeigt ein abweichendes Verhalten. In der ersten Versuchsreihe sinkt die spezifische Schlagenergie von 75° bis 50° Anstellwinkel fast kontinuierlich auf zuletzt etwa 33 MJ/m<sup>3</sup>. Während dessen steigen die Schlagabstände an. Grund dafür ist jedoch nicht die Verbesserung der Schlageffizienz, sondern die Verbesserung der Schneideigenschaften des Meißels mit abnehmendem Anstellwinkel. Mit sinkendem Anstellwinkel wurde immer mehr Beton bereits durch die Kraft der Andruckzylinder zerstört, also ausschließlich geschnitten, so dass über große Bereiche kein Schlag ausgeführt werden konnte. Die Wiederholung des Versuchs in einem anderen Bereich des Gesteins zeigt eine ähnliche Tendenz, mit einem noch höheren Anteil des Schneidens am Löseprozess. Im Gegensatz zur ersten Versuchsreihe zeigt sich eine minimale spez. Schlagenergie für einen Anstellwinkel von 60° mit ca. 17 MJ/m<sup>3</sup>.

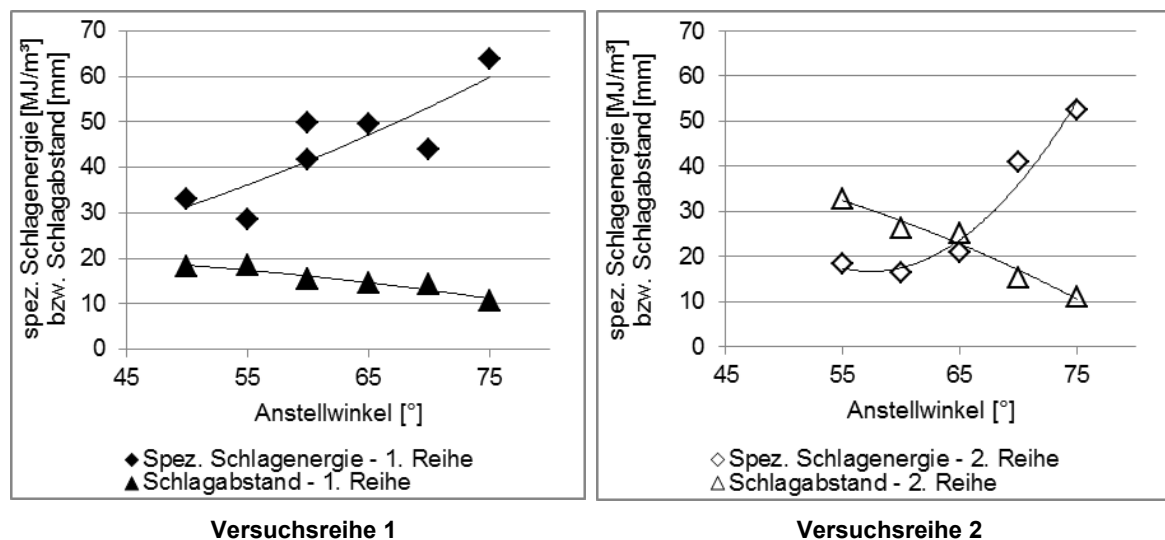


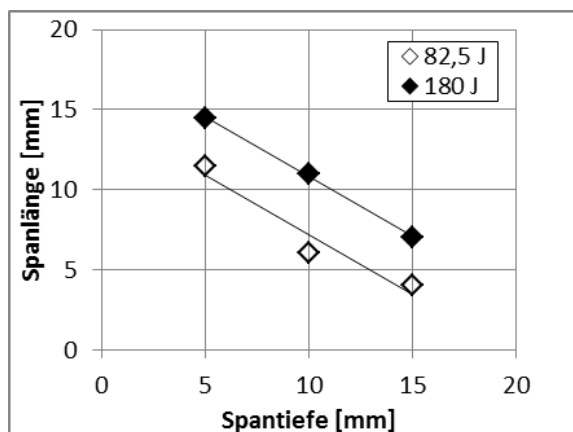
Abbildung 4-44: Wirkung des Anstellwinkels auf spez. Schlagenergie und Schlagabstände in Beton

Bei einem Anstellwinkel von 65°, beträgt die spezifische Schlagenergie zwischen 20 MJ/m<sup>3</sup> bis 50 MJ/m<sup>3</sup> für Beton und etwa 120 MJ/m<sup>3</sup> für Lamprophyr. Unter diesen Bedingungen ist Lamprophyr also 2,5 bis 6 Mal so schwer lösbar. Außerdem zeigt sich bei der geringen Festigkeit von Beton auch dessen Eignung schrägend gewonnen zu werden.

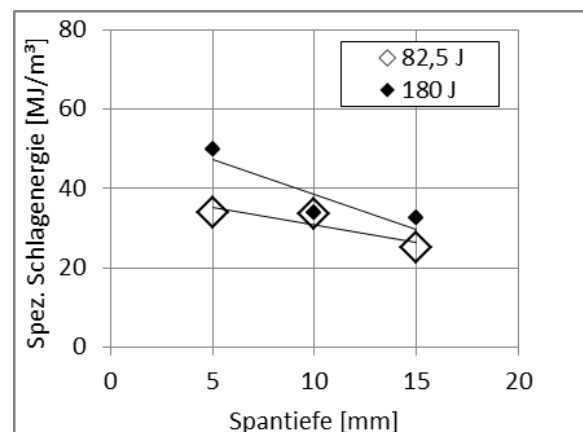
### Maximale Spantiefe bei gegebener Einzelschlagenergie

Bei konstanter Einzelschlagenergie nahm die Spanlänge in Beton mit steigender Spantiefe etwa linear ab (Abbildung 4-45). Höhere Einzelschlagenergien waren darüber hinaus in der Lage, längere und tiefere Späne zu lösen. Die spezifische Schlagenergie sank ebenfalls mit wachsender Spantiefe. Für größere Spantiefen konnten hohe Einzelschlagenergien ähnlich niedrige spezifische Schlagenergien erreichen, wie geringe Einzelschlagenergien bei geringen Spantiefen (Abbildung 4-46).

Der deutlich festere Lamprophyr zeigte ebenfalls die zuvor beschriebene Abhängigkeit von Spantiefe und Spanlänge. Sie ließ sich auch bei einer noch höheren Einzelschlagenergie erkennen. Aufgrund des hohen Widerstandes war es nicht möglich, mit 82,5 J den Meißel in einer Spantiefe von 15 mm vorwärts zu bewegen. Für 180 J war das gerade noch möglich, wobei sich gegenüber der geringeren Einzelschlagenergie etwa 4 mm längere Späne ergaben. Zusätzliche 4 mm Spanlänge ergaben sich noch einmal für 300 J Einzelschlagenergie. Bei einer möglichen Extrapolation der Abhängigkeit von Schlagabstand und Spantiefe wäre die maximal erreichbare Spantiefe für 82,5 J gleich 12 mm und für 180 J etwa 16 mm (Abbildung 4-47).



**Abbildung 4-45: Einfluss der Spantiefe auf die Spanlänge bei Beton**



**Abbildung 4-46: Einfluss der Spantiefe auf die spez. Schlagenergie bei Beton**

Die spezifischen Schlagenergien bei Lamprophyr zeigen im Vergleich zu Beton ein anders Bild. Bei 5 mm Spantiefe führen Einzelschlagenergien von 82,5 J zur geringsten spezifischen Schlagenergie. Für 10 mm Spantiefe sinken die Spanlängen, was für Schläge mit 82,5 J zu einer Verdopplung der spezifischen Schlagenergie führt. Größere Einzelschlagenergien von z.B. 180 J und 300 J sind dagegen sehr gut in der Lage diese Spantiefe zu lösen und erreichen nun die spezifische Schlagenergie auf dem Niveau von 82,5 J und 5 mm Spantiefe. 15 mm Spantiefe sind nur noch mit Schlägen von 180 J oder 300 J zu lösen. Dabei steigen beide spezifische Schlagenergien deutlich an. Einzelschlagenergien von 180 J sind nun nicht mehr in der Lage die Späne effektiv zu

gewinnen. Aber auch bei 300 J Einzelschlagenergie ist eine Verdopplung der spezifischen Schlagenergie zu erkennen. Somit können nur marginal tiefere Späne mit 300 J Schlägen erwartet werden (Abbildung 4-48), wobei dass aus energetischer Sicht nicht sinnvoll ist.

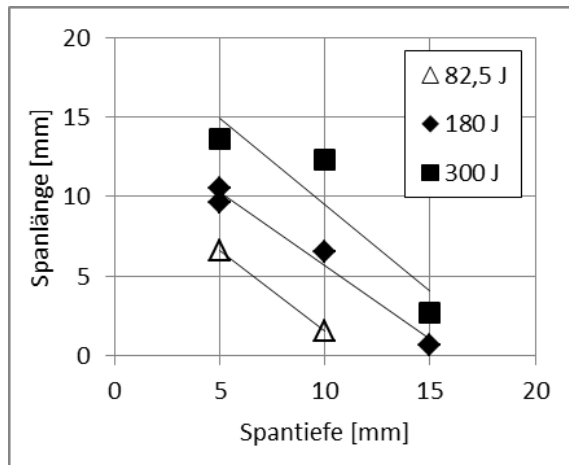


Abbildung 4-47: Einfluss der Spantiefe auf die Spanlänge bei Lamprophyr

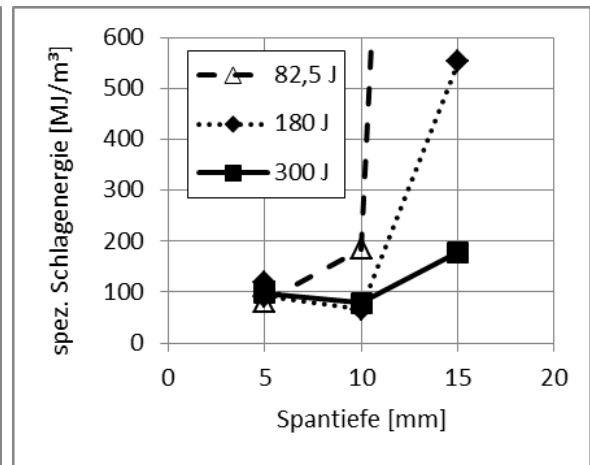


Abbildung 4-48: Einfluss der Spantiefe auf die spez. Schlagenergie bei Lamprophyr

Um die Sensitivität des Anstellwinkels auf eine veränderte Spantiefe zu prüfen, wurde dieser bei einer Einzelschlagenergie von 180 J und Spantiefen von 5 mm, 10 mm und 15 mm variiert. Hierfür kamen Anstellwinkel von 60°, 65° und bei Beton zusätzlich 70° zur Anwendung.

Für Beton entstanden trotz der Winkelvariation die gleichen Abhängigkeiten wie zuvor und selbst die Werte bewegten sich innerhalb der allgemeinen Unschärfe der Schlagversuche. Daher konnte mit einem Anstellwinkel von 65° fortgefahren werden, für den sich der Meißel am wenigsten verklemmte (Abbildung 4-49, Abbildung 4-50).

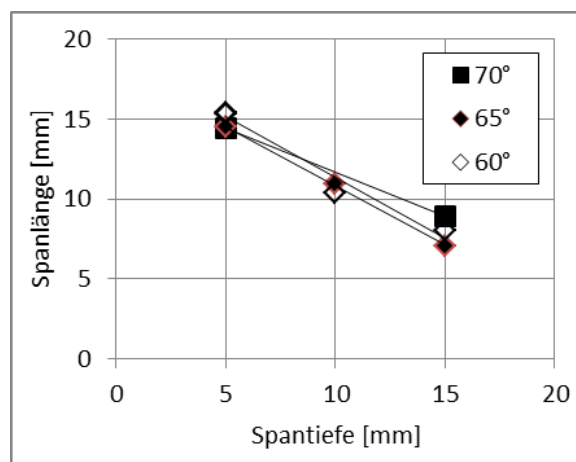


Abbildung 4-49: Sensitivität der Spanlänge bei Beton

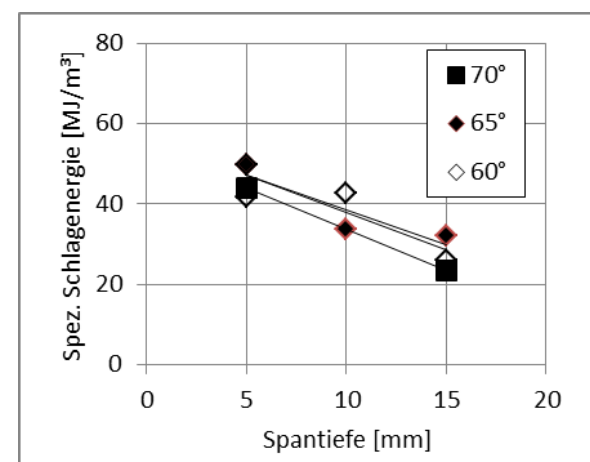


Abbildung 4-50: Sensitivität der spez. Schlagenergie bei Beton

Für Lamprophyr ergaben sich bei Anstellwinkeln von 60° bzw. 65° ebenfalls nur geringe Unterschiede der Spanlängen für gleiche Spantiefen. Bei beiden Anstellwinkeln war der Meißel nach wenigen Schlägen nicht mehr in der Lage die 15 mm Spantiefe zu lösen, so dass sich auch hier kein Vorteil ergab. Die spezifischen Energien waren ebenfalls ohne nennenswerte Unterschiede, so dass auch bei diesem Gestein die 65° beibehalten wurden (Abbildung 4-51, Abbildung 4-52).

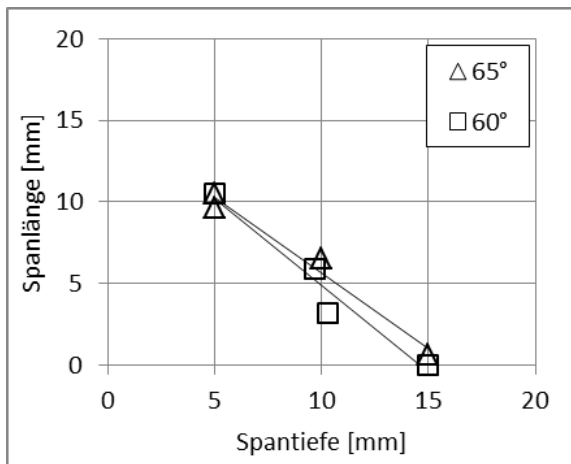


Abbildung 4-51: Sensitivität der Spanlänge bei Lamprophyr

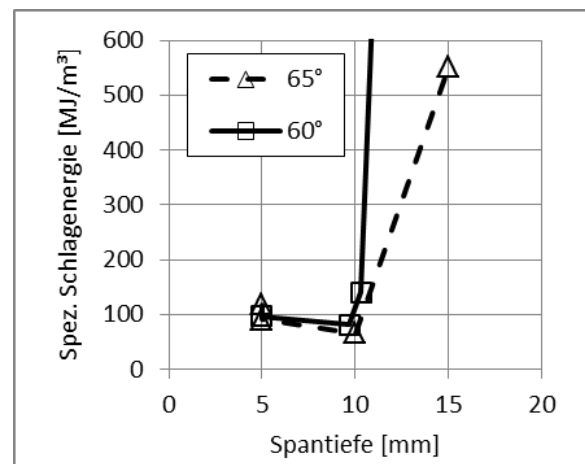


Abbildung 4-52: Sensitivität der spez. Schlagenergie bei Lamprophyr

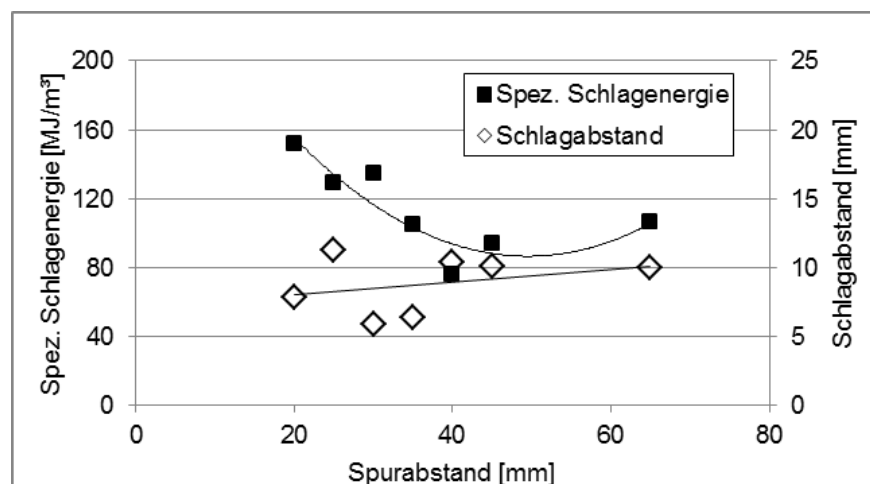
#### 4.4.6 Einfluss neu geschaffener Freiflächen zwischen benachbarten Spuren

Aufgrund der deutlich besseren Wirkung von progressiven Spänen, wurde ausschließlich ihr Verhalten bezüglich benachbarter Spuren untersucht. Diese sind gekennzeichnet durch ihren Abstand und durch die Fläche zwischen den Schlagbahnen. Als Ergebnis des Lösens benachbarter Spuren wird erwartet, dass die verminderte Blockierung des Gesteins bei gleicher Einzelschlagenergie und gleicher Spantiefe zu einer niedrigeren spezifischen Schlagenergie führt.

Zunächst wurden für Lamprophyr, bei einer Spantiefe von 5 mm und einer Einzelschlagenergie von 180 J, verschiedene Spurbstände untersucht (Abbildung 4-53). Diese wurden im Bereich von 20 mm bis 45 mm in 5 mm Schritten erhöht. Aufgrund der zugehörigen Beobachtungen, wurde dann nur noch die Vollblockierung, bei einem Spurbstand von 65 mm, zur Gegenüberstellung untersucht. Für 20 mm Spurbstand konnte die Einzelschlagenergie nicht in ein entsprechendes Ausbruchsvolumen umgesetzt werden, so dass die spezifische Schlagenergie ca. 40% über der der Vollblockierung lag. Mit

zunehmendem Abstand sank die spezifische Schlagenergie. Die Schlagabstände, also die Spanlänge folgt dabei aber keiner Regel. Ähnlich der schneidenden Gewinnung kam es bei der Erhöhung des Abstandes immer häufiger, zu immer stärker und unregelmäßig gewölbten Rippenbögen, deren Oberfläche nicht zuverlässig vorausbestimmt werden konnte. Sie eigneten sich daher nicht für eine automatische Bearbeitung der Fläche. Im Rahmen einer zuverlässigen Oberfläche wurde für Lamprophyr ein Abstand von 35 mm als Kompromiss gewählt. Hier entspricht die spezifische Schlagenergie in etwa der bei einer Vollblockierung, während die stehengebliebenen Rippen eine sehr geringe Höhe aufweisen.

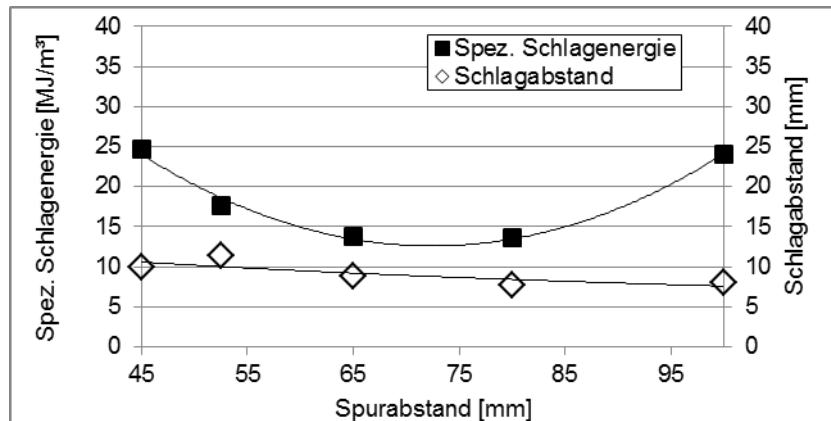
Sollte in weiteren Untersuchungen der aus Schneidversuchen bekannte „Spanmodul“ genutzt werden, der das Verhältnis von Spurbabstand zu Spantiefe angibt, ist darauf zu achten, dass bei schlagendem Lösen die tatsächliche Ausbruchtiefe des Spanes deutlich über die eingestellte Mindestspantiefe der Maschine hinausgeht. Bei einem konventionellen Schneidvorgang wird die Ausbruchtiefe dagegen die eingestellte Spantiefe bestenfalls nur minimal übersteigen. Bei einer Mindestspantiefe von 5 mm, kommt es bei Lamprophyr und einer Einzelschlagenergie von 180 J zu einer tatsächlichen Spantiefe von ca. 7-12 mm. Daher sind die Spurbabstände bzw. der Spanmodul nicht auf 5 mm sondern auf etwa 10 mm zu beziehen. Im konkreten Fall bedeutet das eine optimale spezifische Schlagenergie für einen Spanmodul von 4 bis 5. Im Vergleich zu den Spanmodulen beim schneidenden Lösen ist dies relativ groß.



**Abbildung 4-53: Einfluss des Spurbabstandes auf die maximalen Schlagabstände innerhalb einer Spur und die spezifische Schlagenergie bei 5 mm Mindestspantiefe in Lamprophyr**

Aufgrund der geringeren Festigkeit von Beton wurde bei konstanter Schlagenergie von 180 J, die Spantiefe auf 15 mm vergrößert. Wie Abbildung 4-54 zu entnehmen ist, sinkt die spezifische Schlagenergie mit der Vergrößerung des Spurbabstandes von 45 mm aus und erreicht theoretisch bei 70 mm ihr Minimum, mit ca. der Hälfte des Ausgangswertes. Die Vollblockierung und somit der Ausgangswert der spezifischen Energie werden bei 100 mm Schlagabstand erreicht. Die Daten lassen sich gut durch ein Polynom 2. Grades

beschreiben. Im Tiefpunkt dieser Kurve beträgt die spezifische Schlagenergie etwa  $12 \text{ MJ/m}^3$ . Die Schlagabstände sinken im betrachteten Bereich mit steigendem Spurabstand kontinuierlich, aber insgesamt nur um etwa ein Viertel ab. Das Absinken der Schlagabstände könnte mit der wachsenden Blockierung des Gesteins mit steigendem Spurabstand korrespondieren. Für eine klare Abhängigkeit reichen die Messwerte jedoch nicht aus. Die tatsächliche Eindringtiefe beträgt durchschnittlich 20 mm. Damit wird die niedrigste spezifische Schlagenergie für einen Spanmodul von ca. 3,6 erreicht.



**Abbildung 4-54:** Einfluss des Spurabstandes auf die maximalen Schlagabstände innerhalb einer Spur und die spezifische Schlagenergie bei 15 mm Mindestspantiefe in Beton

Für beide Gesteine kann die spezifische Schlagenergie als Funktion des Spurabstandes durch ein Polynom 2. Grades gut angenähert werden. Der sich dabei ergebende Tiefpunkt wird jedoch nicht als Optimum bzgl. der weiteren Bearbeitung gesehen. Unterhalb des Minimums liegende Abstände versprechen dagegen eine regelm  igere Oberfläche und somit bessere Voraussetzungen für die weitere Bearbeitung der Gesteine.

## 4.5 Korrelation von Messgrößen und geomechanischen Eigenschaften

Im Folgenden werden die in den Kapiteln 4 - 4.4 beschriebenen Experimente daraufhin untersucht und diskutiert, ob sie für eine Prognose des schneidenden oder schlagenden Lösens geeignet sind. Als Basis dient die Ergebnistabelle Tab. S-1. Teilweise wurden die Werte zuerst korrigiert, um konstanten Prüfbedingungen zu entsprechen (vgl. Kapitel 4.3.1). Abb. T-1 zeigt die Korrelationsmatrix als Ergebnis der Betrachtungen unter Einbeziehung aller getesteten Gesteine. Die Funktionswerte zeigen mehrere Bereiche mit guter bis sehr guter Korrelation. Folgende Tendenzen lassen sich erkennen:

- Die meisten Eigenschaften innerhalb eines Teilbereiches korrelieren gut miteinander
- Es existieren gute Korrelationen zwischen den Teilbereichen
- Es werden lineare Korrelationskoeffizienten bestimmt, aber nicht immer bildet eine lineare Regressionskurve die Funktion am besten ab

Grundsätzlich zeigen Druck- und Zugfestigkeiten, sowie der statische E-Modul, die Zerstörungsarbeit und der Punktlast-Index sehr gute Korrelationen untereinander und gute Korrelation zu den Löseeigenschaften. Sie sind daher bedingt austauschbar. Belastungsmodul (stat. E-Modul) und spez. Zerstörungsarbeit wurden mit zusätzlichem Aufwand bei der Druckfestigkeitsprüfung gewonnen. Da sie keine höhere Korrelation aufweisen, kann dieser Mehraufwand vermieden werden. Auch die Zugfestigkeitsprüfung liefert bei den untersuchten Gesteinen keine weiteren Erkenntnisse und wird daher nicht näher beschrieben.

### 4.5.1 Dichte

Aufgrund der sehr unterschiedlichen Gesteine korreliert die Dichte gut mit der Mehrheit der geprüften Gesteinseigenschaften. Darunter zum Beispiel Veränderungen der Festigkeit, die der Spankräfte und des Schlagwiderstandes. Die Dichte ist jedoch kein direktes Indiz für die Festigkeit eines Gesteins. Sie kann z.B. keine Entfestigung durch vereinzelte Klüfte berücksichtigen und ist daher für eine allgemein gültige Prognose der Gewinnbarkeit nicht geeignet. Es existiert keine erkennbare Abhängigkeit zum Cerchar-Index oder zur Verschleißprüfung.



### 4.5.2 Körperschallgeschwindigkeit

Körperschallgeschwindigkeit und Löseeigenschaften weisen eine schlechte Korrelation zueinander auf. Sie ist daher nicht für die Prognose der Gewinnbarkeit der gegebenen Gesteine geeignet. Teilweise unterscheiden sich die Schneidwiderstände für die gleiche Schallgeschwindigkeit um den Faktor Fünf.

Anhand der von Gruschwitz (138) aufgeführten Ergebnisse lässt sich eine Tendenz zwischen der Druckfestigkeit und der Schallgeschwindigkeit darstellen (Abbildung 4-55). Die starke vorhandene Streuung, bestätigt jedoch die eigenen Beobachtungen.

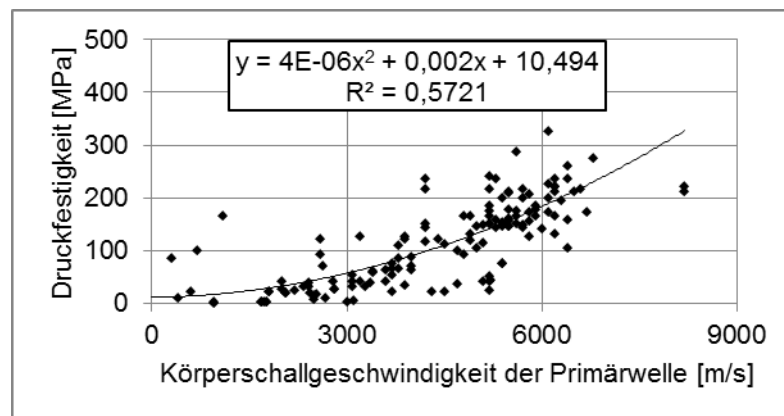


Abbildung 4-55: Abhängigkeit der Druckfestigkeit von der Schallgeschwindigkeit (138)

Der Körperschall kann auch große Gesteinsbereiche durchdringen und so die Entfestigung durch Klüfte mit einbeziehen. In dieser Arbeit werden jedoch Festgesteine mit großem Kluftabstand betrachtet, wobei die möglichen Eindringtiefen der Meißel so klein sind, dass nur bei sehr engen Kluftabständen mit einem deutlichen Einfluss auf den Lösewiderstand zu rechnen wäre.

Die zusammengesetzten Größen dynamischer E-Modul  $E_{dyn}$  (F.59) und akustische Impedanz  $I_{akustisch}$  (F.60) sind jeweils eine Kombination aus Schallgeschwindigkeit  $c_0$  und Dichte  $\rho$ . Ihre Korrelation ist daher vor allem auf den Einfluss der Dichte zurückzuführen, die hier nicht als sichere Prognosegröße angesehen wird.

$$E_{dyn} = c_0^2 * \rho \quad (\text{F.59})$$

$$I_{akustisch} = c_0 * \rho \quad (\text{F.60})$$

### 4.5.3 Prellhärte

Die Prellhärte ist sehr einfach zu bestimmen und bietet sich innerhalb der gegebenen Gesteine für die Bestimmung der passiven Widerstände an. Während es für das Schneiden (Abbildung 4-56) keine Ausre  er gibt, muss beim Schlagen (Abbildung 4-57) der Beton gesondert betrachtet werden. Als hauptsächlicher Nachteil der Prellhärte kann die exponentielle Abhängigkeit genannt werden, da sich Fehler mit zunehmender Prellhärte immer stärker auswirken. Im Test wurden aber gerade in diesem Bereich die Streuungen geringer. Der Test bietet aufgrund der simplen Umsetzung ein Höchstmaß an Flexibilität und erlaubt damit die Prüfung einer Vielzahl von Proben. Die Anwendbarkeit des Tests am Stoß wurde durch Poole und Farmer bestätigt (139).

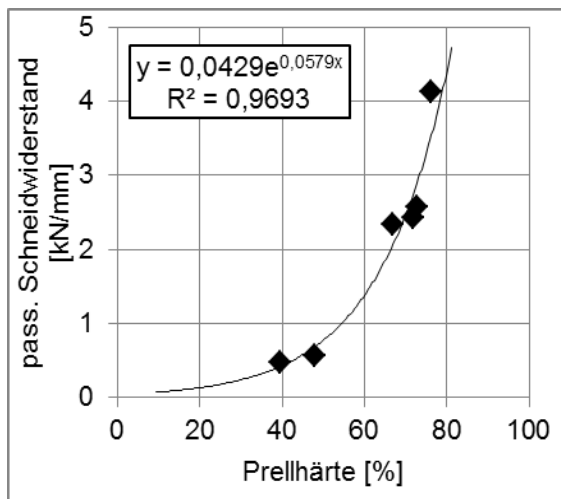


Abbildung 4-56: Abhängigkeit von passivem Schneidwiderstand und Prellhärte

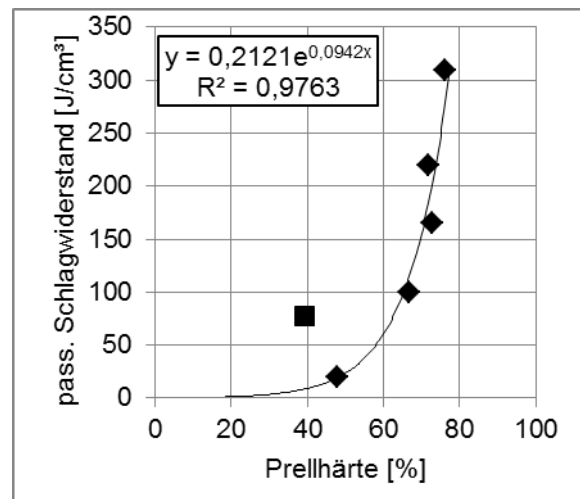


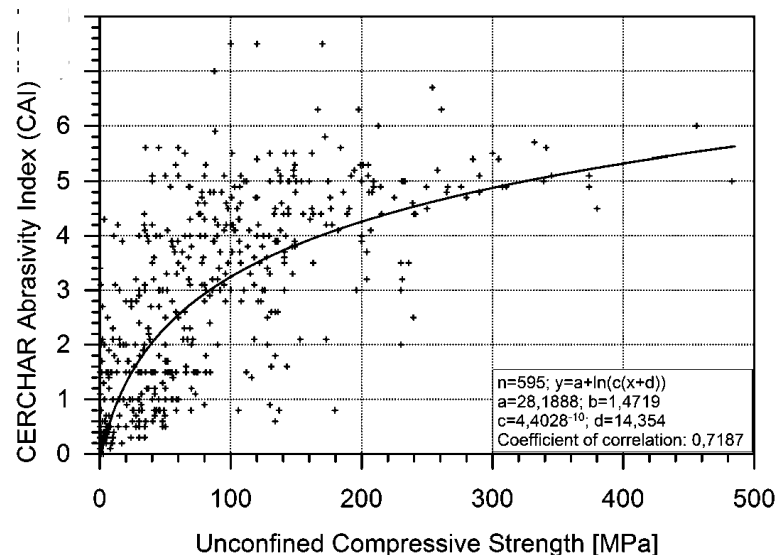
Abbildung 4-57: Abhängigkeit von passivem Schlagwiderstand und Prellhärte

Möglicherweise ist es notwendig für verschiedene Gesteinsgruppen bzw. für Betone gesonderte Regressionsfunktionen aufzustellen. Obwohl Beton hier ausgeschlossen werden muss, kann laut DIN EN 12504-2:2012 eine Korrelation zwischen Druckfestigkeit und der Prellhärte festgestellt werden, die einen zerstörungsfreien Nachweis der Gleichmäßigkeit von Ortbeton erlaubt. Eine tatsächliche Umrechnung zwischen den beiden Größen erfolgt anhand des nationalen Anhangs aus DIN EN 13791:2008. Der Prüfhammer nach Schmidt dient daher auch der zerstörungsfreien Abschätzung der Druckfestigkeit von Festbeton.

Zwischen der Prellhärte und dem Verschle   bzw. dem Cerchar-Index konnte keine Abhängigkeit nachgewiesen werden.

#### 4.5.4 Cerchar-Index

Die Abrasivität eines Gesteins ist dessen Fähigkeit, kleine Teile aus der Oberfläche eines angreifenden Werkzeuges zu lösen und es so zu verschleifen. Über längere Zeit führt dies zur Änderung der Werkzeuggeometrie, bis hin zur Funktionsunfähigkeit. Die Abrasivität kann nach Cerchar (140) oder West (118) bestimmt werden. Beide Tests sind leicht umsetzbar und sollen eine Vergleichbarkeit zwischen Gesteinen erlauben. Die Übertragung des CAI auf die jeweiligen Werkzeuge bleibt dem Anwender bzw. dem Hersteller vorbehalten. Bei der Nutzung von Literaturwerten ist auf die jeweilige Norm und Prüfstiftqualität zu achten. Köppl et. al. (112) liefern eine Gegenüberstellung von CAI und Druckfestigkeit. Demnach werden für hohe Druckfestigkeiten tendenziell auch hohe CAI erreicht. Es ist aber nicht so, dass zu einer hohen Abrasivität eine hohe Druckfestigkeit nötig ist. (Abbildung 4-58)



**Abbildung 4-58: Cerchar Abrasivity Index (CAI) in Abhängigkeit der einaxialen Druckfestigkeit nach Köppl et. al. (112)**

Der Cerchar-Index ist wie erwartet weitgehend unabhängig von den Festigkeits-eigenschaften der Gesteine und damit auch nicht dazu geeignet, die notwendigen Kräfte und Energien zum Lösen zu beschreiben. Er zeigt außerdem keine Korrelation zu der hier vorgeschlagenen Verschleißprüfung nach Keller. Da beide Verfahren, CAI oder  $a_K$ , sich gegenseitig nicht stützen, ist es nötig weitere Versuche bzw. Einflüsse einzubeziehen, um auf den tatsächlichen Verschleiß eines Meißels schließen zu können. So sind z.B. beide Werte nicht in der Lage, den realen Temperatureinfluss durch der Spanprozess mit in den Verschleiß einzubeziehen.

#### 4.5.5 Druckfestigkeit

Der passive Schneidwiderstand kann mittels folgender linearer Abhängigkeit sehr gut durch die Druckfestigkeit bestimmt werden (Abbildung 4-59). Die Klassifikation der Gesteine nach dem Schneidwiderstand kann daher um die Druckfestigkeit ergänzt werden (Tabelle 4-4).

$$\text{pass. Schneidwiderstand } R_{pst}[N/mm] = 12,1 [mm] * \sigma_D[MPa] \quad (\text{F.61})$$

Der passive Schlagwiderstand hat eine deutlich geringere Korrelation zur Druckfestigkeit und es ergeben sich Abweichungen von der linearen Regression. Da diese beim Beton und den beiden Sedimentiten: Sandstein und Kalkstein vorliegen, könnte die Ursache in der Genese der Gesteine begründet sein. Da das mit Hilfe der aktuellen Proben nicht geprüft werden kann, sollten Prognosen auf diesem Parameter nur unter Vorbehalt erstellt werden.

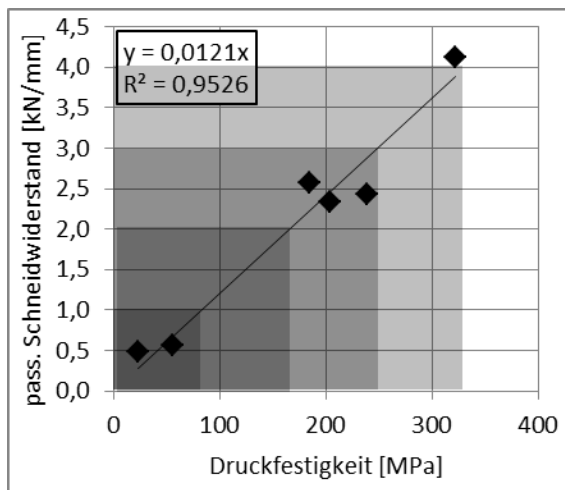


Abbildung 4-59: passiver Schneidwiderstand in Abhängigkeit der Druckfestigkeit

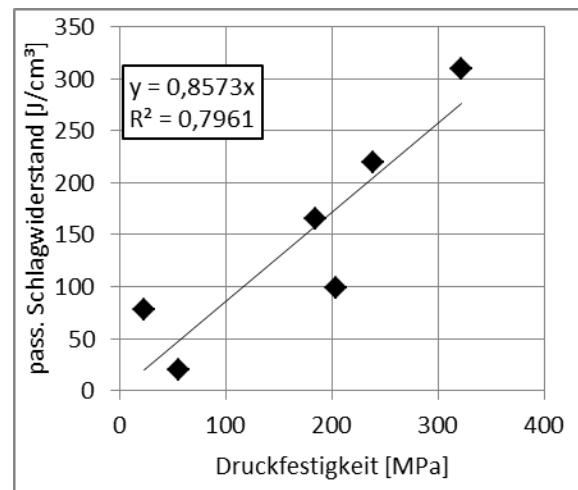


Abbildung 4-60: Passiver Schlagwiderstand in Abhängigkeit der Druckfestigkeit

Die Sprödigkeit als Kombination von Druck- oder Zugfestigkeit, weist keine Korrelation zu den Löseeigenschaften auf. Sie schwankt bei den Versuchsgesteinen zwischen 10 und 20 und liefert keine verbesserte Prognose über die Einzelgrößen hinaus. Wie in Kapitel 2.5 beschrieben, kann die dimensionslose Größe aber dabei helfen, bei gleichen Druckfestigkeiten ein unterschiedliches Verhalten zu erklären. Die Druckfestigkeit korreliert nicht mit dem Cerchar-Index oder der hier vorgeschlagenen Verschleißuntersuchung.

#### 4.5.6 Punktlast-Index

Der Punktlast-Index, insbesondere in Abwandlung mit geringerer Bruchfläche  $I_S(20)$ , weist eine sehr hohe Korrelation zur Druckfestigkeit auf (Abbildung 4-61), so dass prinzipiell alle oben beschriebenen Abhängigkeiten der Druckfestigkeit qualitativ übernommen werden können (vgl. Abb. P-1). Daher ist die Einordnung des passiven Schneidwiderstandes auch anhand des Punktlast-Index möglich (Tabelle 4-4). Die vorgeschlagene Klassifikation aus Kapitel 4.3.1 Passiver Schneidwiderstand und Schnittkraft wird daher ergänzt.

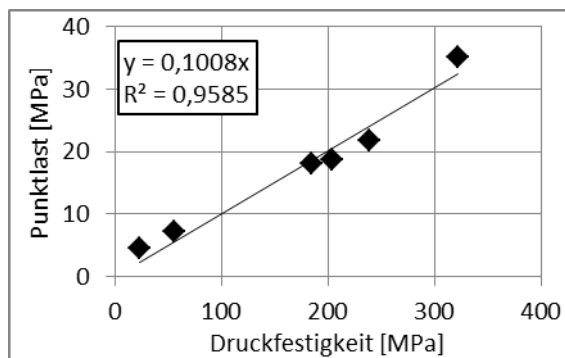


Abbildung 4-61: Abhängigkeit von Druckfestigkeit und Punktlast-Index

Tabelle 4-4: Klassifikation des passiven spez. Schneidwiderstandes bezogen auf die Spantiefe

Spez. Schnittkraft = pass. Schneidwiderstand		Vertreter	Druck- festigkeit $\sigma_D$	Punktlast- Index $I_{S(20)}$
[kN/mm]	[-]	[Gestein]	[MPa]	[MPa]
> 4	Extrem hoch	Basalt*	>330	>33,4
3...4	Sehr hoch		248...330	25,1...33,4
2...3	Hoch	Granit, Lamprophyr, Kalkstein	165...248	16,7...25,1
1...2	Mittel		83...165	8,4...16,7
0...1	Gering	Sandstein, Beton	0...83	0...8,4

\*) Spez. Schnittkraft ermittelt aus Versuchen mit 2 & 5 mm Spantiefe

Die gute Korrelation von Druckfestigkeit und Punktlast-Index wird auch in DIN EN 1926-2006 „Prüfverfahren für Naturstein – Bestimmung der einachsigen Druckfestigkeit“ herangezogen. Demnach besteht die Möglichkeit einer Abschätzung der Druckfestigkeit (UCS bzw.  $\sigma_D$ ) durch den Punktlast-Index ( $I_S(50)$ ). Ist zuvor kein Umrechnungsfaktor für den konkreten Fall bestimmt worden, soll folgende allgemeine Formel gelten:

$$\sigma_D = 22 \times I_S(50) \quad \text{Umrechnung von Punktlast-Index und einaxiale Druckfestigkeit} \quad (\text{F.62})$$

Der Proportionalitätsfaktor hängt von der Größe der Bruchfläche ab. Für gewöhnlich wird  $I_S(50)$  genutzt (141) (142). Im vorliegenden Fall ergibt sich hierfür ein Proportionalitätsfaktor

von 22,4. Damit entspricht er weitestgehend dem allgemeinen Faktor in der Norm. Die Anwendung des allgemeinen Umrechnungsfaktors kann jedoch auch zu deutlichen Fehlern führen. So erhielten Bräutigam et. al. einen Proportionalitätsfaktor von 20,4 für ihre Sedimentgesteine und 14,2 für Magmatite (143). Thuro (142) erhielt durchschnittlich 14,7 über mehrere Gesteinsgruppen hinweg. Eine pauschale Umrechnung ohne Bezugspunkte sollte daher vermieden werden.

Die Punktlastprüfung hat geringe Anforderungen an die Gesteinsproben, ist schneller umsetzbar und damit kostengünstiger als die der Druckfestigkeit. Ein weiterer Vorteil ist die Einbeziehung des Größeneffektes bei der Prüfung. Innerhalb der Untersuchungsgesteine bietet der Punktlastindex  $Is(20)$  außerdem eine höhere Korrelation, als die Druckfestigkeit und wird daher bevorzugt verwendet, um die Löseeigenschaften zu prognostizieren.

#### **4.5.7 Passiver Schneidwiderstand**

Die Ergebnisse machen deutlich, dass sich Schnitt- und Andruckkräfte zueinander und zwischen verschiedenen Spantiefen mit Hilfe von linearen Funktionen umrechnen lassen. Die Andruckkraft steigt mit zunehmender Gesteinsfestigkeit schneller an. Zwischen dem passiven Schneidwiderstand und dem passiven Schlagwiderstand besteht keine gute Korrelation. Sie wird nicht den Anforderungen an eine zuverlässige Prognose gerecht. Abb. Q-1 zeigt die vorhandenen Daten. Der Durchmesser der Datenpunkte entspricht dabei der Sprödigkeit. Während sich anhand dieser Größe bei Kalkstein, Granit und Lamprophyr die unterschiedlichen Schlagwiderstände bei gleichem Schneidwiderstand erklären ließen, ist dies für Beton und Sandstein nicht möglich. Möglicherweise kann die Sprödigkeit aber bei einem größeren Probenumfang dabei helfen, die Aussagewahrscheinlichkeit zu erhöhen.

## 5 Dimensionierung von Gewinnungsorganen

In den Versuchen haben sich zahlreiche Unterschiede im Verhalten der Gesteine gezeigt. Ausgehend von diesen Daten und einer geforderten Mindestproduktion wird nun mittels mathematischer Modelle überprüft, welche Anforderungen sich für Gewinnungsorgane ergeben. Für die schneidende und die schlagende Gewinnung werden jeweils zwei Ansätze vorgestellt. Ist die technische Anwendbarkeit bekannt, kann mittels einer Grobabschätzung begonnen werden. Die zugrunde liegenden Limitierungen dieser Berechnungsvariante führen jedoch schnell zu der Notwendigkeit einer Abschätzung unter Berücksichtigung der Dimensionen des Schneidorgans, sowie der sich ergebenden Kraftreaktionen, wie sie im zweiten Teil vorgestellt wird.

Um die Gewinnungsleistung einer Maschine bzw. die notwendige Antriebsleistung für eine geforderte Produktion abschätzen zu können, wurden folgende Annahmen getroffen:

- Da die Spantiefe im Verhältnis zum freiliegenden Stoß klein ist, ergibt sich keine zusätzliche Einspannung des Gesteins. Schneid- bzw. Schlagversuche im Labor spiegeln daher den Schneid- bzw. Schlagvorgang am Stoß wider.
- Der Einfluss von verschleißenden bzw. verschlissenen Meißeln wird hier nicht berücksichtigt. Sind die veränderten Kraftreaktionen bekannt, so kann jedoch mittels der gleichen Modelle gearbeitet werden

Für die hier durchgeführte Arbeit stehen keine vergleichbaren Versuche mit einer Gewinnungsmaschine zur Verfügung. Daher erfolgen ausschließlich Prognosen auf der Grundlage der zuvor durchgeführten Versuche und der im Folgenden vorgestellten mathematisch-geometrischen Modellvorstellungen.

## 5.1 Grobabschätzung der Spanleistung

### Quasistatisches Lösen

Die theoretisch notwendige Leistung für die schneidende Gewinnung eines definierten Volumenstromes kann kalkuliert werden, wenn der passive Schneidwiderstand und die durchschnittliche Spantiefe bekannt sind. Die letztgenannte Größe leitet sich aus der Gewinnungsleistung ab. Gemäß Formel (F.8) ergibt sich die Gewinnungsleistung aus Höhe und Breite der Verhiebsfläche, sowie der durchschnittlichen Geschwindigkeit senkrecht zu dieser Fläche. Pro Umdrehung wird das Gewinnungsorgan also um einen definierten Betrag verschoben. Wird diese Distanz auf die Anzahl der Meißel je Schnittspur bezogen, ergibt sich der Vorschub je Meißel, der hier der durchschnittlichen Spantiefe  $\bar{s}$  gleichgesetzt wird. Wird die durchschnittliche Spantiefe mit dem passiven Schneidwiderstand  $R_{pSt}$  multipliziert, lässt sich die durchschnittliche Schnittkraft  $\bar{F}_S$  ebenfalls berechnen.

$$\bar{F}_S = R_{pSt} * \bar{s} \quad (\text{F.63})$$

Für Lamprophyr entsprächen 10 mm mittlere Spantiefe theoretisch einer mittleren Schnittkraft von 24,2 kN (vgl. 4.3.1). Nach der allgemeinen Formel (F.54) erreichen 10 mm tiefe Späne eine Querschnittsfläche von ca. 223 mm<sup>2</sup>. Der Meißel benötigt also durchschnittlich 24,2 kN um einen Span mit einem Querschnitt von 223 mm<sup>2</sup> zu lösen. Das entspricht einer spezifischen Lösearbeit  $w_L$  von 109 MJ bzw. ca. 30 kWh je gelöstem Kubikmeter Gestein (vgl. Formel (F.16)). Durch Multiplikation der spezifischen Lösearbeit  $w_L$  mit der geplanten Gewinnungsleistung  $Q$ , kann die notwendige Spanleistung  $P_{Sp}$  des Schneidkopfes berechnet werden. Bei einer geforderten Gewinnungsleistung von 5,86 m<sup>3</sup>/h wären demzufolge 178 kW Spanleistung notwendig. Für die Auslegung eines Motors sollten zusätzlich die Verluste des Antriebsstranges und des Motors über einen Wirkungsgrad korrigiert werden.

$$P_{Sp} = w_L * Q \quad (\text{F.64})$$

In dieser Betrachtung wird das gesamte Material vollblockiert gewonnen. Weder die Verbesserung durch Teilblockierung, noch die Veränderung der Spantiefe, z.B. bei Sichelschnitten wird einbezogen. Mit Hilfe der Teilblockierung ist es möglich, die spezifische Energie zu senken (vgl. Kapitel 4.3.5). Der Faktor schwankt je nach Quelle und Gestein und wird abweichend zu Anhang N konservativ mit 60% festgelegt. Demzufolge würde die Spanleistung auf 107 kW sinken, wenn die Meißel ausschließlich in der günstigsten Teilblockierung arbeiteten. Dieser Wert ist bei sichelförmigen Spänen nicht erreichbar und bildet damit den idealen Fall. Für die Gewinnung von 23,44 m<sup>3</sup> Beton pro Stunde wären bei



identischem Vorgehen 140 kW bei vollblockierter Gewinnung bzw. 84 kW bei ideal teilblockierter Gewinnung notwendig.

Die überschlägliche Berechnung beachtet weder die Schnittgeschwindigkeit noch eine eventuell variable Spantiefe (Sichelspan), Spurabstände, die Anzahl der Meißel, die zur Verfügung stehende Kraft zum Schneiden und für den Andruck. Darüber hinaus werden die maximale Beanspruchung der Meißel und der Verschleiß nicht berücksichtigt. Wird aus diesen Gründen eine unrealistisch hohe Spantiefe angenommen, so erscheint das Gestein fälschlicherweise als leicht gewinnbar. Im umgekehrten Fall würde die Planung möglicherweise unbegründet verworfen. Daher ist eine genauere Berechnung nötig, wenn keine Erfahrungen zu einem Gestein mit einem ähnlichen Schneidwiderstand und kein davon abgeleitetes Schneidkopflayout existieren.

### **Schlagendes Lösen**

Es ist ebenfalls möglich, eine theoretisch notwendige Leistung zur schlagenden Gewinnung eines definierten Volumenstromes abzuschätzen. Aufbauend auf dem passiven Schlagwiderstand ist bekannt, dass zum schlagenden Lösen von Lamprophyr ca. 220 MJ/m<sup>3</sup> und eine Prellenergie von 27 J nötig sind. Bei einer Einzelschlagenergie von 300 J können nach Formel (F.58) etwa 1,243 cm<sup>3</sup> Gestein mit jedem Schlag gelöst werden. Das entspricht einer spezifischen Energie von 241 MJ/m<sup>3</sup> oder 67 kWh/m<sup>3</sup>. Für 5,9 m<sup>3</sup>/h Gewinnungsleistung beträgt nach Formel (F.64) die erforderliche Spanleistung des schlagenden Werkzeuges 395 kW. Der berechnete Fall ist als konservativ anzusehen, da jeder Lösevorgang als vollblockiert betrachtet wird. Werden die Schläge in Spuren mit Teilblockierung umgesetzt, ist von der Verringerung des Widerstandes auszugehen. Beim schlagenden Lösen wirkt zusätzlich positiv, dass die Spantiefe über das Mindestmaß hinaus geht und sich somit breitere Abstände zwischen den Meißeln realisieren lassen als beim quasistatischen Lösevorgang.

Für die schlagende Gewinnung des hier verwendeten Betons ist zunächst der passive Schlagwiderstand von ca. 77 MJ/m<sup>3</sup> zuzüglich einer Prellenergie von 5 J zu überwinden. Bei einer Einzelschlagenergie von 300 J werden gemäß des Medians 3,83 cm<sup>3</sup> Gestein je Schlag gelöst. Die spezifische Schlagenergie beträgt hier 78 MJ/m<sup>3</sup> oder 21,75 kWh/m<sup>3</sup>. Für einen Volumenstrom von 23,44 m<sup>3</sup> pro Stunde ist nach Formel (F.64) eine Spanleistung von 510 kW nötig.

## 5.2 Abschätzung unter Berücksichtigung des Gewinnungsorgans

Da die grobe Abschätzung viele Belange vernachlässigt, sollte sie nur bei vergleichbaren, bereits umgesetzten Anwendungen verwendet werden. Um diese Lücken zu schließen, wird im Folgenden die Berechnung einiger Schneidkopf- und Maschinenparameter unter Berücksichtigung des Gewinnungsorgans beschrieben. Durch die präzisere Betrachtung ist es möglich, die Umsetzbarkeit der Technologie besser abzuschätzen, Schwachstellen aufzuspüren und ein entsprechendes Löseorgan zu dimensionieren. Es dient zu einem frühen Zeitpunkt des Entscheidungsprozesses der Entscheidungsfindung über den Abbau einer Lagerstätte. Die Hauptaufgabe dieser Forschungsarbeit ist die Prognose günstiger Aktivierungsparameter durch den Vergleich von schlagender und schneidender Gewinnung. Demzufolge ist es bei der Berechnung nicht notwendig, Aspekte zu vertiefen, die sich bei beiden Löseverfahren annähernd gleich verhalten.

### 5.2.1 Quasistatisches Lösen durch Längsschneidköpfe

Längsschneidköpfe werden für Continuous (Surface) Miner, Highwall Miner, Straßenfräsen und Walzenschrämlader, aber auch für Teilschnittmaschinen verwendet. Der Spanvorgang erfolgt hier durch die Verschiebung des Schneidorgans radial zur Drehachse (Abbildung 5-1). Aus der Kombination der Bewegungen ergeben sich etwa sichelförmige Späne.

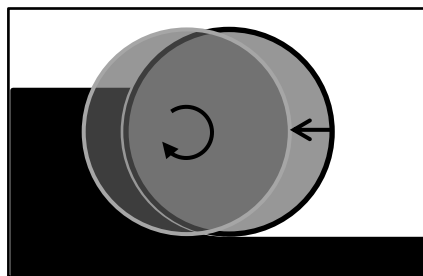


Abbildung 5-1: Schema eines Längsschneidkopfes beim Spannen

In dem hier betrachteten Fall besitzen sämtliche Meißel den gleichen Schneidradius und werden mit konstanter Geschwindigkeit, ausschließlich in eine Richtung verschoben. Daher werden Übergänge, wie sie sich beim Schneiden von Streckenprofilen am jeweiligen Rand ergeben, an dieser Stelle nicht direkt einbezogen. Diese zusätzlichen Arbeitsgänge können über Faktoren der Auslastung indirekt einbezogen werden.

Mit Hilfe eines Modells soll eine günstige Kombination der Gewinnungsparameter für eine geforderte Produktion erarbeitet und die dafür notwendige Leistung sowie die zugehörigen

Reaktionskräfte berechnet werden. Ein Modell für die Bestimmung des Schneidkopflayouts für Walzenschrämlader bzw. Continuous Miner wurde bereits von dem Forschungsinstitut CSIRO entwickelt (144). Die der Berechnung zugrundeliegenden Formeln sind nicht einsehbar. Aus diesem Grund wird hier ein geometrisches Modell in Anlehnung an Kapitel 2.3 erstellt. Das quasistatische Lösen im Festgestein wird vor allem durch die Haltekräfte des Schneidkopfes und die Kräfte am Meißel eingeschränkt. Insbesondere durch den steigenden Verschleiß, können diese Kräfte enorm ansteigen (75). Da die spezifische Energie mit zunehmender Spantiefe sinkt, wird versucht einen möglichst tiefen Span zu erzeugen. Hierfür ist eine entsprechende Andruckkraft notwendig. Ist sie zu klein, sinkt die Spantiefe und die spezifische Energie steigt. Vertiefende Schnitte mit hohen Andruckkräften und sogar stehenbleibende Rippen können die Folge sein. Um dem vorzubeugen, wurde die im Folgenden beschriebene Berechnung von rotierenden, radial verschiebbaren Gewinnungsorganen mit Sichelspanbildung in Excel im Rahmen dieser Arbeit entwickelt.

Als Basis für die Auslegung des Schneidkopfes dient eine Kalkulation der erforderlichen Tagesproduktion an Gestein. Das Produkt aus Streckenquerschnitt  $A_{Strecke}$  und dem täglich geplanten Vortrieb  $v_{Vortrieb}$  ergibt die Tagesproduktion  $V_D$  (F.65). Diese ist innerhalb der verfügbaren Zeit eines Tages  $t_D$  zu erbringen. Die verfügbare Zeit wird z.B. durch das Schichtregime und die damit verbundenen Wechsel der Belegschaft, aber auch durch Stillstände während der Produktionszeit nur anteilig gemäß des zeitlichen Wirkungsgrades  $\eta_t$  genutzt. Weiterhin ist es nicht immer möglich, die Maschine unter voller Auslastung zu fahren. So kommt es z.B. beim Richtungswechsel einer Maschine oder beim Einschneiden in einen neuen Abschlag zur Minderung der Auslastung. Diese Minderung wird über den Faktor der durchschnittlich nutzbaren Gewinnungsleistung  $\eta_Q$  berücksichtigt. Die Maschine muss also eine höhere momentane Gewinnungsleistung  $Q$  besitzen, um die durchschnittlichen Anforderungen zu erfüllen. Mitunter wird die Gewinnungsleistung als Summe mehrerer Örter erbracht. In diesem Fall kann sie auf die vorhandene Anzahl der Maschinen  $n_{Masch}$  aufgeteilt werden (F.66).

$$V_D = A_{Strecke} * v_{Vortrieb} \quad (F.65)$$

$$Q = \frac{V_D}{t_D * \eta_t * \eta_Q * n_{Masch}} \quad (F.66)$$

Die Berechnung soll exemplarisch dargestellt werden, um die Bedienung und einzelne Parameter vorzustellen. Es wird von einem Streckenquerschnitt von 30 m<sup>2</sup> ausgegangen. Um die Strecke mindestens so schnell aufzufahren, wie mit einem sehr produktiven Bohr- und Sprengvortrieb, ist eine Vortriebsgeschwindigkeit von 8 m je Tag notwendig (32). Demzufolge sind 240 m<sup>3</sup> Gestein zu Gewinnen. Die Gewinnung erfolgt hier nur in zwei von

drei Schichten oder 16 Stunden pro Tag, die nur zu 80% genutzt werden. Im Beispiel kann auch die Gewinnungsleistung durchschnittlich nur zu 80% genutzt werden. Für die geforderte Tagesproduktion muss die Maschine unter diesen Bedingungen in der Lage sein, 23,44 m<sup>3</sup> anstehendes Gestein pro Stunde zu gewinnen. (Abbildung 5-2)

Längsschneidkopf - quasistatische Gewinnung			
Beschreibung	Formelzeichen	Maßeinheit	Wert
Streckenquerschnitt	$A_{\text{Strecke}}$	[m <sup>2</sup> ]	30
Vortrieb	$v_{\text{Vortrieb}}$	[m/d]	8
Geforderte Tagesproduktion	$V_d$	[m <sup>3</sup> /d]	240
Vorgesehene Produktionszeit pro Tag	$t_d$	[h/d]	16
Durchschnittlich nutzbarer Anteil der Produktionszeit	$\eta_t$	[-]	0,8
Durchschnittlich nutzbarer Anteil der Gewinnungsleistung	$\eta_Q$	[-]	0,8
Anzahl der genutzten Maschinen	$n_{\text{Masch}}$	[-]	1
Geforderte Gewinnungsleistung einer Maschine bei voller Auslastung	$Q$	[m <sup>3</sup> /h]	23,44

**Abbildung 5-2: Rechenmodell - Ermittlung der geforderten Gewinnungsleistung**

Im Rechenmodell wird eines der hier getesteten Gesteine, als abzubauenendes Gestein, gewählt. Mittels einer Abfrage werden dazu der passive Schneidwiderstand und der Umrechnungsfaktor zwischen Schnittkraft und Andruckkraft  $k_{S/A}$  für neue Meißel ausgegeben. Für Beton sind 0,48 kN Schneidkraft pro Millimeter Spantiefe nötig. Dabei ist das Verhältnis von Schnittkraft zu Andruckkraft gleich 1,04 : 1,00 (Abbildung 5-3).

Beschreibung	Formelzeichen	Maßeinheit	Wert
Gestein	-	-	Beton
passiver Schneidwiderstand	$R_{pSt}$	[kN/mm]	0,48
mittlerer Umrechnungsfaktor - Schnittkraft/Andruckkraft	$k_{S/A}$	[1]	1,04

**Abbildung 5-3: Rechenmodell - Eingabe des zu gewinnenden Gesteins**

Der für sämtliche Experimente genutzte Meißel BETEK BSR112 ist in der Rechnung vorgegeben. Die maximal zulässige Kraftkomponente an der Meißelspitze kann im Rechenmodell festgelegt werden. Sie sollte je nach Meißel durch Nachweise der zulässigen Biege- bzw. Scherspannungen von Hartmetall und Meißelgrundkörper und dem notwendigen Sicherheitsfaktor bestimmt werden. Dabei ist zu beachten, dass die Spankräfte etwa normalverteilt mit einem Variationskoeffizienten von ca. 50% streuen. Für das Rechenbeispiel wird eine maximal zulässige Kraft von 15 kN am Meißel definiert. Es wird davon ausgegangen, dass aufgrund der Anstellung des Meißels von 50° die Schnitt- und Andruckkraft bei gleicher Höhe auch in etwa gleiche Spannungen im Meißel erzeugen. Die zulässige Kraft des Meißels wird für die Berechnung dann verkleinert, wenn der

Umrechnungsfaktor  $k_{S/A} < 1$  ist. In diesem Fall darf die Schnittkraft maximal so groß sein, dass die Andruckkraft den Meißel nicht überlastet. Es wird davon abgesehen, die Resultierende der Vektoren von Schnitt- und Andruckkraft zu bestimmen, da es durch Vibrationen dazu kommen kann, dass beide Kräfte nicht synchron verlaufen. Auch in diesem Fall sollte der Meißel nicht brechen.

Beschreibung	Formelzeichen	Maßeinheit	Wert
Meißeltyp	-	[1]	BSR112
Zulässige einzelne Kraftkomponente am Meißel (Schnitt- & Andruckkraft)	$F_{zul}$	[kN]	15
Genutzte zulässige Kraft für Berechnung	$F_{zul, \text{Rechnung}}$	[kN]	15

**Abbildung 5-4: Rechenmodell - Eingaben zum Meißel**

Der Verschleiß des Werkzeuges wird maßgeblich von dem Gestein selbst und den Kontaktbedingungen mit dem Gestein bestimmt. Dazu zählen neben den Mineralbestandteilen, ihrer Form und der wirkenden Kraft insbesondere die Dauer des Kontaktes und die Schnittgeschwindigkeit. All diese Parameter beeinflussen die Erwärmung des Meißels. Schimazek und Knatz (36) führten anhand ihrer Beobachtungen an Maschinen der schneidenden Gewinnung die kritische Schnittgeschwindigkeit ein. Sie kennzeichnet den Übergang von linearem zu überproportional hohem Verschleiß und sollte daher vom Meißel zu jeder Zeit unterschritten sein. Es ist bekannt, dass die kritische Geschwindigkeit bei nicht abrasiven und wenig festen Gesteinen wie Kohle oder Salz mehrere Meter pro Sekunde betragen kann. Dagegen liegt sie für sehr abrasive Gesteine im Bereich weniger Milli- oder Zentimeter pro Sekunde. Für den in dieser Arbeit untersuchten Granit entstand bereits bei nur 0,1 m/s ein deutlicher Verschleiß. Die wahre kritische Geschwindigkeit müsste durch weitergehende Versuche bestimmt werden. Eine eventuelle Erhöhung der zulässigen Schnittgeschwindigkeit für kürzere Kontaktzeiten, müsste gesondert untersucht werden. Die Versuche mit Granit zeigten jedoch bereits bei Schnittlängen von unter 0,2 m eine so hohe Temperaturentwicklung, dass es zur Auflösung der Kobaltmatrix kam (Abb. O-3). Die Angabe der tatsächlichen kritischen Schnittgeschwindigkeit ist für den Verschleiß, die damit steigenden Kräfte und die Ausfallzeiten von essenzieller Bedeutung. Sie wurde hier nicht untersucht, kann jedoch nachträglich in die Berechnung einbezogen werden. Auf Grundlage des ICUTROC-Systems wird davon ausgegangen, dass Schnittgeschwindigkeiten von 1,3 m/s und darunter die Gewinnung festerer Gesteine bzw. die Standzeit der Meißel unterstützen. Diese Größe wird abgefragt und wie in Abbildung 5-5 ersichtlich, für folgende Berechnungen festgehalten.

Es folgt die Festlegung der Anzahl der in einer Spur arbeitenden Meißel. Grundsätzlich arbeitet jeder der hier betrachteten Meißel bis hin zur maximal möglichen Spantiefe.

Werden mehrere Meißel in einer Spur genutzt, kann die Vorschubgeschwindigkeit des Schneidkopfes theoretisch erhöht werden. Bei konstanter Gewinnungsleistung kann der Schneidkopf dann schmaler sein.

Mit einer größeren Anzahl von Meißeln am Schneidorgan ist es möglich, bis zum ersten Meißelwechsel, mehr Gestein zu gewinnen. Dabei müssen der Bauraum des Meißels inklusive Halterung bzw. seine Wechselbarkeit, sowie der Transport von gewonnenem Gestein gewährleistet bleiben. Die Meißel sollten so angeordnet werden, dass sie den Schneidkopf möglichst gleichmäßig belasten. Sie sollten zwar gleichmäßig über ihre Spur verteilt und auf den einzelnen Spuren gegeneinander versetzt sein, mitunter kann aber eine geringe Asymmetrie dabei helfen, eine monotone Schwingungsanregung zu vermeiden. Die maximal zulässige Spantiefe  $s_{max}$  wird aus dem passiven Schneidwiderstand  $R_{pSt}$  und der zulässigen maximalen Kraftkomponente am Meißel  $F_{zul}$  berechnet (F.67).

$$s_{max} = \frac{F_{zul}}{R_{pSt}} \quad (\text{F.67})$$

Mangels einer geschlossenen Theorie zur Änderung der spezifischen Energie bei Teilblockierung bzw. bei vertiefenden Schnitten, wird die Anordnung der Schnittspuren nur sehr vereinfacht betrachtet. Es wird davon ausgegangen, dass ein auf die maximale Spantiefe bezogener Spanmodul von 2, insgesamt so arbeitet, als wären sämtliche Schnitte vollblockiert. Einerseits wird für große Spantiefen hier eine gute Teilblockierung erreicht, so dass die spezifische Energie sinkt. Andererseits arbeiten die Meißel bei geringen Spantiefen mehrfach vertiefend und müssen aufgrund der stehengebliebenen Rippen deutlich höhere Kräfte als bei einer Vollblockierung erbringen. Da im Bereich großer Spantiefen ein größeres Volumen gelöst wird, sollten sich unter der oben genannten Vorgabe, die Effekte in etwa ausgleichen. Abschließend erfolgen Angaben zum Radius des Schneidkopfes und zu seiner Umschlingung durch den Stoß. Der Radius kann manuell eingegeben werden, jedoch wird ein Mindestfaktor von 25 gegenüber der Spantiefe verwendet, um die Sichelspäne durch Späne mit konstanter Tiefe zu approximieren.

Beschreibung	Formelzeichen	Maßeinheit	Wert
Maximale zulässige (=kritische) Spangeschwindigkeit	$u_{krit}$	[m/s]	1,3
Anzahl der Meißel je Spur	$n_M$	[1]	1
Maximale geplante Spantiefe	$s_{max}$	[mm]	31,3
Auf die maximale Spantiefe gewählter Spanmodul	$\kappa$	[-]	2
Umschlingungswinkel der Walze mit Gesteinskontakt	$\Psi_2$	[°]	120
Radius der Schnittspuren	$r_s$	[m]	0,781

Abbildung 5-5: Rechenmodell - Eingaben zum Schneiden

Das Schneidkopflayout erfolgt auf Basis der geforderten Gewinnungsleistung  $Q$ . Sie lässt sich aus seiner radialen Geschwindigkeit  $v$  und der aus geschnittener Höhe  $h$  und Breite  $b$  aufgespannten, senkrecht dazu stehenden Fläche  $A$  bestimmen (Formel (F.8)). Kann die geschnittene Höhe nicht direkt angegeben werden, wird sie aus dem Umschlingungswinkel  $\Psi_2$  und dem Schneidradius  $r_s$  berechnet (Formel (F.68)). Sie ist häufig vorgegeben, durch die Aufteilung der zu gewinnenden Mächtigkeit (Walzenschrämlader), durch die Schnitteinteilung (Teilschnittmaschine) oder durch die Halterung (CSM). Sie ist mitunter steuerbar und kann reduziert werden, um festere Partien zu gewinnen. Die radiale Geschwindigkeit wird durch die Anzahl der Meißel je Schnittspur  $n_M$ , die maximale Spantiefe je Meißel  $s_{max}$  und die Drehzahl  $n$  bestimmt (Formel (F.10) & (F.11)). Die Drehzahl wird ihrerseits aus der kritischen Geschwindigkeit der Meißel im jeweiligen Gestein  $u_{krit}$  und dem Radius der Schnittspuren bestimmt (Formel (F.69)).

$$Q = A * v = b * h * v \quad (\text{F.8})$$

$$h = |\cos\Psi_2 - 1| * r_s \quad (\text{F.68})$$

(Startpunkt = tiefster Punkt,  $\varphi = -90^\circ$ . Hier ist  $\Psi_2 = 0$ )

$$v = n_M s_{max} n \quad (\text{F.10}), (\text{F.11})$$

$$n = \frac{u_{krit}}{2\pi r_s} \quad (\text{F.69})$$

Die beschriebenen Formeln können gemäß Formel (F.70) zusammengefasst werden. Die Gewinnungsleistung ergibt sich demnach unabhängig vom Radius der Schnittspuren. Es wird daher zunächst die Breite  $b$  des Schneidorgans ermittelt (F.71). Hierfür werden neben der Produktion und der kritischen Geschwindigkeit, die Spantiefe, die Meißelanzahl je Spur und der Umschlingungswinkel benötigt.

$$Q = b * |\cos\Psi_2 - 1| * r_s * n_M s_{max} \frac{u_{krit}}{2\pi r_s} \quad (\text{F.70})$$

$$b = \frac{Q * 2\pi}{|\cos\Psi_2 - 1| * n_M * s_{max} * u_{krit}} \quad (\text{F.71})$$

Mit Hilfe der Breite des Schneidkopfes und des Spanmoduls lässt sich die Anzahl der Schnittspuren  $n_s$  bestimmen. Unter Zuhilfenahme eines gewählten Radius der Schnittspuren erfolgt die Bestimmung der geschnittenen Höhe und der Drehzahl, sowie die der Marschgeschwindigkeit. Es erfolgt eine Kontrolle der momentanen Gewinnungsleistung.

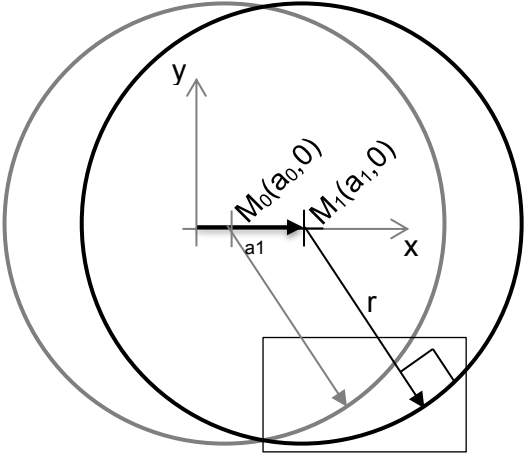
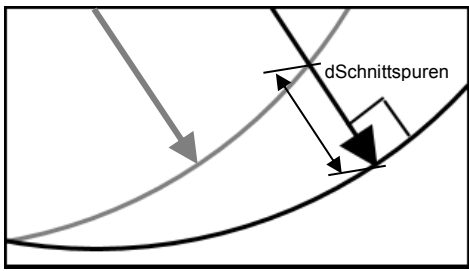
Beschreibung	Formelzeichen	Maßeinheit	Wert
Breite der Walze	b	[m]	0,671
Anzahl der Schnittspuren	$n_s$	[-]	12
Höhe der geschnittenen Fläche	h	[m]	1,172
Drehzahl	n	$s^{-1}$	0,265
Marschgeschwindigkeit	v	[m/s]	0,008
Momentane Gewinnungsleistung	Q	[m <sup>3</sup> /h]	23,44

Abbildung 5-6: Rechenmodell - Ausgabe der Parameter des Gewinnungsprozesses

Anhand der festgelegten Parameter des Gewinnungsprozesses kann die Prognose der notwendigen Kräfte und Leistungen erfolgen. Dazu wird die Spantiefe zu jedem Zeitschritt bestimmt und die wirkenden Kräfte zugeordnet. Zur Ermittlung der Spantiefe wird die Bewegung der Meißel durch eine Kreisbahn (F.72) approximiert, die mit der Marschgeschwindigkeit  $v$  entlang der x-Achse verschoben wird. Die Meißelposition auf dem Kreis kann über den Drehwinkel bestimmt werden. Im jeweiligen Punkt, wird nun eine Geradengleichung aufgestellt, die auch durch den Mittelpunkt des aktuellen Schnittkreises führt (F.74). Zusätzlich wird der Schnittkreis des vorigen Meißels berechnet, als er den gleichen Drehwinkel hatte (F.78). Die Gleichung dieses „alten“ Schnittkreises ( $M_0(a_0;0)$ ) und der Geraden an den „neuen“ Schnittkreis ( $M_1(a_1;0)$ ) werden gleichgesetzt, um deren Schnittpunkt zu bestimmen (F.79). Die Spantiefe entspricht dem Abstand der Schnittkreise  $d_{\text{Schnittspuren}}$  entlang der Geraden (F.84). Für das Modell wird die Annahme getroffen, dass bei einem Verhältnis zwischen Schneidradius und Spantiefe von über 25, die Schnitt- und Andruckkraft sichelförmiger Späne, durch kurze Schnitte mit jeweils konstanter Spantiefe, angenähert werden können. Darüber hinaus ist bei diesem Verhältnis auch gewährleistet, dass die tatsächliche Spantiefe um weniger als 2% gegenüber der realen Schnittbahn abweicht.



Tabelle 5-1: Rechenmodell - Berechnung der Spantiefe

	
Kreismittelpunkt	$M_i(a_i, b_i)$
Kreisgleichung mit Mittelpunkt auf der x-Achse	$r^2 = (x_1 - a_1)^2 + (y_1 - b_1)^2$ mit $b_1 = 0$ folgt (F.72)
y-Koordinate auf dem Kreis	$y_1 = \sqrt{r^2 - (x_1 - a_1)^2}$ (F.73)
Gerade vom Meißel zum Mittelpunkt	$y_2 = mx_2 + n$ (F.74)
	$m = \frac{\Delta y}{\Delta x} = \frac{(y_1 - b)}{(x_1 - a)} = \frac{y_1}{(x_1 - a)}$ (F.75)
	$n = y_2 - mx_2 = -ma$ mit $M(a; 0)$ (F.76)
	$y_2 = \frac{y_1}{(x_1 - a)}x_2 - \frac{y_1}{(x_1 - a)}a = \frac{y_1(x_2 - a)}{(x_1 - a)}$ (F.77)
Kreisgleichung des vorhergehenden Schnittes	$y_0 = \sqrt{r^2 - (x_0 - a)^2}$ (F.78)
Schnittpunkt von Gerade und vorherigem Schneidkreis	$mx + n = \sqrt{r^2 - (x - a)^2}$ aus (F.74) = (F.73) (F.79)
	$m^2x^2 + 2mnx + n^2 = r^2 - (x - a)^2$ (F.80)
	$0 = x^2 + \frac{2(mn - a)}{m^2 + 1}x + \frac{n^2 - r^2 + a^2}{m^2 + 1}$ (F.81)
	$p = \frac{2(mn - a)}{m^2 + 1}; q = \frac{n^2 - r^2 + a^2}{m^2 + 1}$ (F.82)
	$x_{(1;2)} = -\frac{p}{2} \pm \sqrt{\frac{p^2}{4} - q}$ mit (F.75)(F.76)(F.82) (F.83)
Abstand der Schnittpunkte entspricht der Spantiefe	$d_{\text{Schnittspuren}} = s = \sqrt{\Delta x^2 + \Delta y^2}$ (F.84)

Das Ergebnis der Berechnungen kann grafisch dargestellt werden. Die folgende Abbildung zeigt die erste und zweite Schnittbahn, sowie den Stoßbereich entlang der Schnittbahn. Zusätzlich ist eine Gerade durch den Mittelpunkt des 2. Schnittes dargestellt, mit deren Hilfe die Berechnung der Spantiefe erfolgt (Formel Abbildung 5-7).

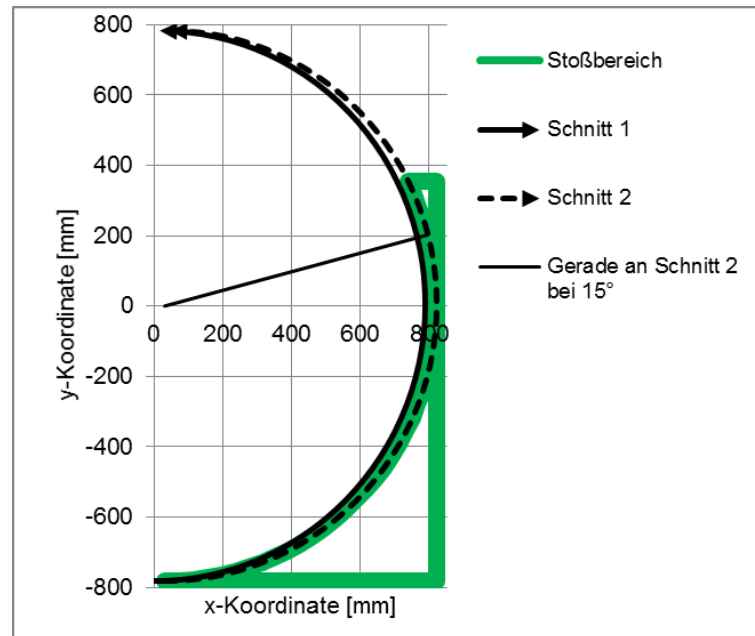


Abbildung 5-7: Rechenmodell - Spanvorgang im Profil

Anhand der Spantiefen  $s$ , dem passiven Schneidwiderstand  $R_{pSt}$  und Umrechnungsfaktor  $k_{S/A}$  können nun Schnittkraft  $F_S$  und Andruckkraft  $F_A$  zum jeweiligen Zeitpunkt berechnet werden. Sie sind notwendig, um die Spanleistung und die maximale Belastung des Meißels zu bestimmen. Außerdem lassen sich aus ihnen, über die Formeln (F.19) und (F.20), die Haltekräfte des Schneidkopfes berechnen. Die Größen werden als Maximal- und Durchschnittswerte ausgegeben. Zusätzlich erfolgt die Ausgabe der durchschnittlichen Leistung eines Meißels während des Schnittes. Sie bietet einen Anhaltspunkt zur thermischen Beanspruchung, da ein Großteil der Leistung in Wärme umgewandelt wird. (Abbildung 5-8)

Bei einer Spantiefe von 31,3 mm erreicht die Schnittkraft im gewählten Beton maximal 15 kN, die Andruckkraft 14,4 kN. Die Vorschubkraft und Vertikalkraft, die sich unter dem jeweiligen Rotationswinkel aus Andruck- und Schnittkraft ergeben, erreichen Maximalwerte von 17,7 kN bzw. -17,9 kN. Bei einem aufwärtsgeführten Schnitt, muss demzufolge eine Stützkraft der Maschine dafür sorgen, dass der Schneidkopf nicht nach unten gezogen wird. Es werden nun die Kräfte während des Schnittes gemittelt. Aus der mittleren Schnittkraft während des Schnittes und der kritischen Geschwindigkeit ergibt sich im untersuchten Fall eine Leistung von etwa 14 kW je Meißel während des Schnittes auf 120°. (Abbildung 5-8)

Beschreibung	Formelzeichen	Maßeinheit	Wert
Maximale Schnittkraft eines Meißels	$F_{S,max}$	[kN]	15,0
Maximale Andruckkraft eines Meißels	$F_{A,max}$	[kN]	14,4
Maximale Vorschubkraft für einen Meißel	$F_{x,max}$	[kN]	17,7
Maximale Vertikalkraft für einen Meißel ("+" = nach unten)	$F_{z,max}$	[kN]	-17,9
Durchschnittliche Schnittkraft eines Meißels im Schnitt	$\bar{F}_S$	[kN]	10,70
Durchschnittliche Vorschubkraft eines Meißels im Schnitt	$\bar{F}_x$	[kN]	11,48
Durchs. Vertikalkraft eines Meißels im Schnitt ("+" = nach unten)	$\bar{F}_z$	[kN]	-6,21
Durchschnittliche Leistung eines Meißels während des Schnittes	$\bar{P}_l$	[kW]	13,91

Abbildung 5-8: Rechenmodell - Ausgabe der Kräfte

Die von einem Meißel auf den Schneidkopf wirkende Schnitt-, Vorschub- und Vertikalkraft, werden in Abbildung 5-9 über eine Umdrehung des Schneidkopfes dargestellt. Der Meißel sorgt bei einem Umschlingungswinkel von  $120^\circ$  für eine durchschnittliche Schnittkraft von etwa 10,7 kN während des Schnittes (Abbildung 5-8). Werden im Modell zusätzliche Meißel auf der gleichen Schnittpur verwendet, so stellt das Diagramm die Summe der jeweiligen Kräfte dar. Auf diese Weise lässt sich mit der Anzahl der Meißel die Schwankungsbreite der auftretenden Kräfte eingrenzen.

Insbesondere bei kleiner Meißelanzahl und geringem Umschlingungswinkel entstehen starke Schwankungen der Kräfte am Schneidkopf, welche die Maschine zum Schwingen anregen. Daher sollten die Meißel auf unterschiedlichen Schnittpuren gegeneinander versetzt werden.

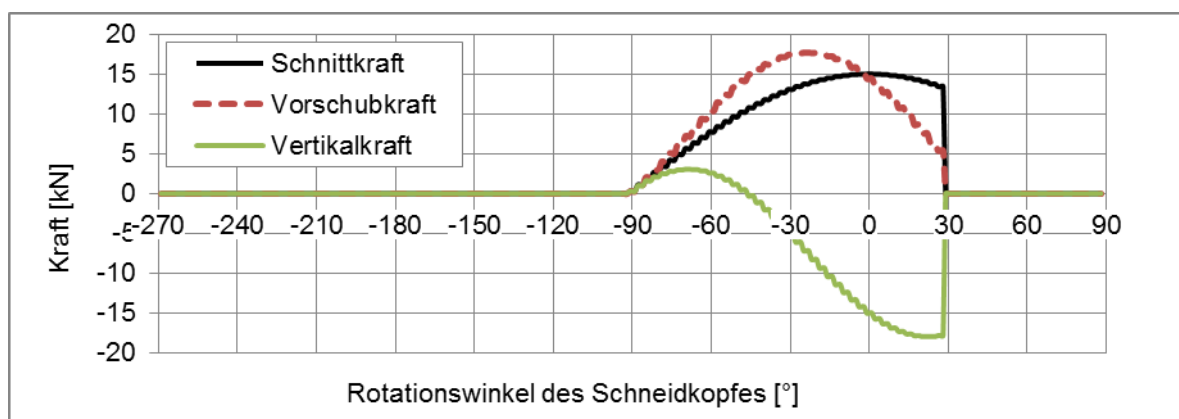


Abbildung 5-9: Rechenmodell - Kräftefunktion einer Schnittpur während einer Umdrehung

Werden die Meißel der zwölf Schnittbahnen optimal verteilt, können das durchschnittliche Drehmoment und die notwendige Leistung des Schneidkopfes berechnet werden (Abbildung 5-10). Ebenso wird die Summe der in Vertikal- und in Vorschubrichtung wirkenden Kräfte gebildet. Um die durchschnittliche Kraft über eine volle Umdrehung zu erhalten werden die mittleren Kräfte während des Schnittes mit dem Verhältnis von

Umschlingungswinkel und Vollkreis multipliziert. Diese Kraft wird mit der Anzahl der Meißel multipliziert. Für den hier berechneten Fall genügen eine Vorschubkraft von 46 kN eine aufwärtsgerichtete Haltekraft (=Vertikalkraft) von 25 kN; sowie ein Drehmoment von 33 kNm und eine Leistung von 56 kW die für die Gewinnung direkt am Gestein zur Verfügung stehen müssen.

Beschreibung	Formelzeichen	Maßeinheit	Wert
Vorschubkraft für den gesamten Schneidkopf	$F_{x,Ges}$	[kN]	45,91
Vertikalkraft für den gesamten Schneidkopf	$F_{z,Ges}$	[kN]	-24,84
Drehmoment des Schneidkopfes	$M_{Ges}$	[kNm]	33
Durchschnittliche Spanleistung des Schneidkopfes	$P_{Ges}$	[kW]	56

**Abbildung 5-10: Rechenmodell - Haltekräfte und Antriebsanforderungen**

Anhand der letzten Ausgaben lässt sich überprüfen, ob eine solche Maschine umgesetzt bzw. bei dem vorhandenen Bauraum eingesetzt werden kann. Sämtliche Ergebnisse gelten unter den zuvor getroffenen Annahmen. Insbesondere Aufgrund des Verschleißes können deutlich höhere Kräfte notwendig werden, die den Einsatz der schneidenden Gewinnung vor große technische Herausforderungen stellen. Vor allem die mit zunehmendem Verschleiß steigenden Andruckkräfte sorgen für eine verminderte maximale Spantiefe und daraus resultierend, für eine Verringerung der zulässigen Abstände zwischen den Meißeln.

Soll, alternativ zum beschriebenen Beispiel, ein Vortrieb von 2 m pro Tag in Lamprophyr erreicht werden, steigt die notwendige Spanleistung auf 478 kW. Diese übersteigt die übliche installierte Leistung großer Teilschnittmaschinen mit 300 kW (37) deutlich und bedingt, bereits aufgrund der abzusetzenden Leistung, eine Sonderkonstruktion. Bereits unter diesen Aspekten erscheint eine schneidende Gewinnung gegenüber dem Bohren und Sprengen nicht umsetzbar.

### 5.2.2 Schlagende Aktivierung am Längsschneidkopf

Auf der Grundlage der zuvor beschriebenen Berechnungen erfolgt die Erweiterung auf das schlagende Lösen. Mit Hilfe der Ergebnisse können günstige Aktivierungsparameter, insbesondere eine günstige Schlagfolge, und die resultierenden Leistungen beschrieben werden. Das Modell liefert keine Einzellösung, sondern kann vom Bediener angepasst werden. Auch hier wird davon ausgegangen, dass jeder Meißel einzeln betrachtet werden darf und dass die Summe aller Einzelreaktionen der Gesamtreaktion entspricht. Für das Modell wird die Theorie gemäß Abbildung 2-14 genutzt. Im Unterschied wird jedoch davon

ausgegangen, dass der Einschlag eines Meißels im Festgestein, neben dem gelösten Span keine so starke Zerrüttung erzeugt, dass das verbliebene Material konventionell geschnitten werden kann. Aus diesem Grund muss spätestens bei einer Berührung der Gesteinsoberfläche ein Schlag erfolgen. Bei dieser Konstellation kann auch von einer reinen schlagenden Gewinnung gesprochen werden, wobei die Rotation des Gewinnungsorgans für das Umsetzen zwischen den Schlägen erforderlich ist. Entsprechend dieses Funktionsprinzips ist die Umfangsgeschwindigkeit nicht mehr als kritisch anzusehen. Sie ist vielmehr durch die maximale Schlagfrequenz des Hammers vorgegeben. Für das Rechenmodell wird jedoch weiterhin die Geschwindigkeit eingestellt und die notwendige Frequenz der Einschläge berechnet. Gegebenenfalls kann eine manuelle Approximierung im Modell durchgeführt werden.

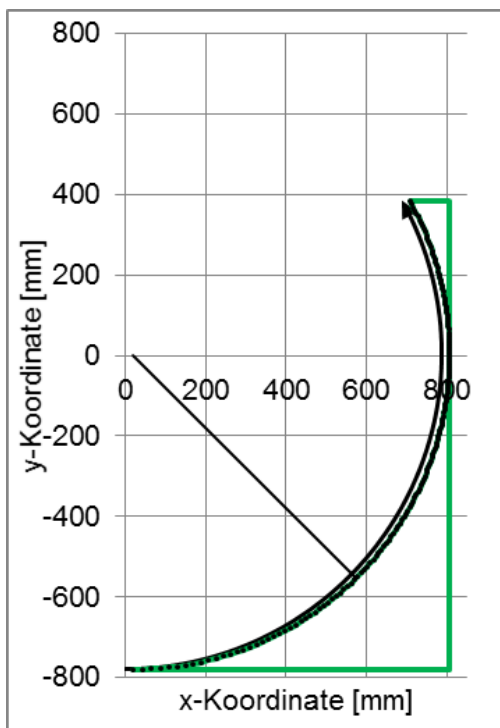
Die Berechnung der geforderten Gewinnungsleistung einer Maschine erfolgt analog zum vorangegangenen Unterkapitel (vgl. Abbildung 5-2). Zuerst wird das zu gewinnende Gestein selektiert. Dafür stehen Beton und Lamprophyr zur Auswahl, die zur Bestimmung von günstigen Aktivierungsparametern in Abhängigkeit unterschiedlicher Spantiefen und Schlagenergien exemplarisch ausgewählt und im Detail untersucht wurden. Es folgt die Wahl der kritischen Spangeschwindigkeit, der Anzahl von Meißeln je Spur, der geplanten Spantiefe, des Spanmoduls, sowie der Umschlingungswinkel durch den Stoß und der Radius des Gewinnungsorgans (Abbildung 5-11). Mit wachsender Spantiefe ist eine immer höhere Einzelschlagenergie notwendig, um den Lösevorgang zu gewährleisten. Daher sollte die maximale Spantiefe sorgfältig ausgewählt bzw. iterativ bestimmt werden.

Für die Berechnungen in diesem Kapitel ist zusätzlich zu den genannten Größen die Einzelschlagenergie des Hammers festzulegen. Innerhalb des Untersuchungsbereiches von 82,5 J...300 J wird linear zwischen den vorhandenen Daten interpoliert, so dass die Schlagenergie flexibel gehandhabt werden kann. Eine Funktionalität bei Extrapolation kann aufgrund mangelnder Daten bzw. Vergleichsmöglichkeiten nicht garantiert werden.

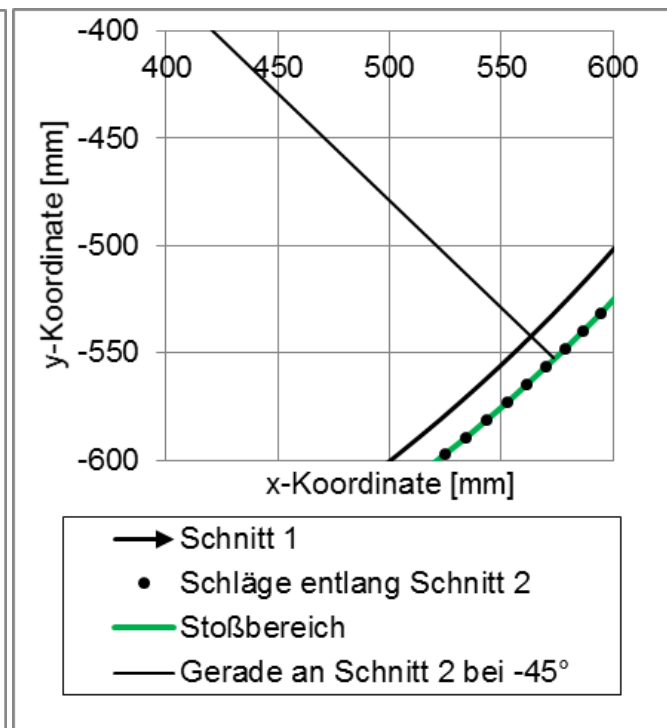
Beschreibung	Formelzeichen	Maßeinheit	Wert
Maximal zulässige (=kritische) Spangeschwindigkeit	$u_{krit}$	[m/s]	1,3
Anzahl der Meißel je Spur	$n_M$	[1]	1
Maximale geplante Spantiefe	$s_{max}$	[mm]	23
Gewählter Spanmodul (bezogen auf die maximale Spantiefe)	$\kappa$	[-]	2
Umschlingungswinkel der Walze mit Gesteinskontakt	$\psi_2$	[°]	120
Radius der Schnittspuren	$r_s$	[m]	0,78
Einzelschlagenergie des Hammers <b>[nur für 82,5 bis 300 J]</b>	$E_{Schlag}$	[J]	300

Abbildung 5-11: Rechenmodell - Eingaben der schlagenden Gewinnung

Bei gegebener Einzelschlagenergie kann in Abhängigkeit der Spantiefe die Spanlänge, also die Ausbruchslänge bestimmt werden (vgl. Kapitel 4.4.5.2). Die tatsächliche Spanlänge schwankt normalverteilt, im gegebenen Modell wird aber ausschließlich der Erwartungswert genutzt. Das Modell setzt bei einem Rotationswinkel von  $-90^\circ$  den ersten Schlag bei einer Spantiefe von nahezu null. Mit der Rotation des Schneidkopfes bewegt sich der Meißel weiter entlang der Schlagspur. Erreicht die Meißelspitze auf dieser Bahn erneut die Gesteinsoberfläche, muss ein weiterer Schlag ausgelöst werden. Die Excel-Kalkulation berechnet die Koordinaten der Einschlagstellen, so dass anschließend die minimale Anzahl der Schläge bestimmt werden kann. Aufgrund der Rotationsgeschwindigkeit kann außerdem die Frequenz zwischen den Schlägen bestimmt werden. Mit zunehmender Spantiefe werden die Späne kürzer, so dass bei konstanter Umfangsgeschwindigkeit eine höhere Schlagfrequenz oder eine höhere Einzelschlagenergie notwendig werden. Abbildung 5-12 zeigt die zu erwartenden Koordinaten der optimalen Einschlagstellen. Aufgrund der geringen Schlagabstände bei größeren Spantiefen, können einzelne Schläge nur im Randbereich bei Drehwinkeln von  $-90^\circ$  bis  $-45^\circ$  gesehen werden. Eine Detailaufnahme zeigt hier die Einschläge entlang der Kontur (Abbildung 5-13).



**Abbildung 5-12: Rechenmodell - Überblick der Schläge entlang der Schnittkontur**



**Abbildung 5-13: Rechenmodell - Detail der Schläge und Spantiefe entlang der Schnittkontur**

Lassen sich weder Schlagfrequenz noch Einzelschlagenergie schnell und genau dosieren, muss eine Aktivierung mit konstanter Frequenz stattfinden. Diese sollte so erfolgen, dass selbst bei maximaler Spantiefe rein schlagend gewonnen wird. Es muss also kontinuierlich mit der höchsten Frequenz geschlagen werden. Beide Fälle werden separat berechnet und

in der Ausgabe dargestellt (Abbildung 5-14). Bei sonst gleichen Bedingungen kommt es durch die konstante Aktivierung zu einer höheren Leistungsaufnahme. Der Unterschied wird deutlicher, je mehr Material mit geringer Spantiefe gewonnen wird bzw. je stärker sich die maximale Spantiefe der möglichen Spantiefe der gewählten Einzelschlagenergie nähert.

Beschreibung	Formelzeichen	Maßeinheit	Variable Aktivierung	Monotone Aktivierung
Maximale Schlagfrequenz	$f_{\max}$	[Hz]	231,64	231,64
Minimale Schlagfrequenz	$f_{\min}$	[Hz]	57,69	231,64
Schlaganzahl eines Meißels während des Schnittes	$n_{SM}$	[-]	192	291,09

**Abbildung 5-14: Rechenmodell - Ausgabe der Anforderungen an die Aktivierung**

Kommt es durch streuende Spanlängen zu einem verfrühten Kontakt zwischen Meißel und Gestein, wird der Schlag nicht zum richtigen Zeitpunkt ausgelöst. Die Gewinnungsmaschine arbeitet dann spanend. Bei geringfesten Gesteinen kann es bei großen Spantiefen dazu kommen, dass sich lediglich die „Maschine“ verformt, nicht aber das Gestein bricht. Bei sehr festen Gesteinen kommt es bereits bei geringen Spantiefen zu einer sehr hohen Schnittkraft. Hier sorgt die mangelnde Pulverisierung des Gesteins an der Meißelspitze für eine Spannungskonzentration, so dass es zu Brüchen der Hartmetallspitzen kommt. Bei einer variablen Aktivierung ist die Wahl der zu erwartenden Spanlänge von besonderer Bedeutung, um einen sicheren Betrieb zu ermöglichen. Bei der hier durchgeführten Kalkulation wurde die Spantiefe zu Beginn des Spanes für die gesamte Länge angenommen. Aufgrund dieser Tatsache sollten die Versuche an einem Sichelspan überprüft werden.

Aufgrund der geringeren Spantiefe muss das schlagende Löseorgan im Beton über eine größere Anzahl von Schnittspuren verfügen als beim konventionellen Schneiden. Eine breitere Walze ist dazu notwendig. Drehzahl und Höhe der geschnittenen Fläche bleiben dabei konstant. Die veränderte Konfiguration ist dann wie folgt möglich.

Beschreibung	Formelzeichen	Maßeinheit	Variable Aktivierung	Monotone Aktivierung
Breite der Walze	$b$	[m]	0,912	0,912
Anzahl der Schnittspuren	$n_s$	[-]	21	21
Höhe der geschnittenen Fläche	$h$	[m]	1,170	1,170
Drehzahl	$n$	$s^{-1}$	0,265	0,265
Marschgeschwindigkeit	$v$	[m/s]	0,006	0,006
Gewinnungsleistung	$Q$	[m <sup>3</sup> /h]	23,44	23,44

**Abbildung 5-15: Rechenmodell - Ausgabe der Walzenparameter**

Die Anzahl der Schläge je Schnitt und die Einzelschlagenergie ermöglichen die Berechnung der durchschnittlichen Leistung eines Meißels über eine Schlagspur. Aus dem Produkt

dieses Wertes mit dem Verhältnis aus Umschlingungswinkel und Vollkreis sowie der Anzahl der Meißel, wird dann die durchschnittliche Leistung des Schneidkopfes berechnet. Im Beispiel beträgt sie ca. 321 kW bei variabler bzw. 486 kW bei monotoner Aktivierung.

Beschreibung	Formelzeichen	Maßeinheit	Variable Aktivierung	Monotone Aktivierung
Durchschnittliche Leistung der Aktivierung eines Meißels während des Schnittes	$\bar{P}_l$	[kW]	45,84	69,49
Durchschnittliche Leistung der Aktivierung am Schneidkopf	$\overline{P_{Ges}}$	[kW]	321	486

**Abbildung 5-16: Rechenmodell - Ausgabe der Leistungsdaten**

Wird versucht, unter sonst gleichen Bedingungen, einen Vortrieb von 2 m pro Tag in Lamprophyr zu erreichen, so muss zunächst die Spantiefe angepasst werden. Bei einer optimalen Spantiefe von 13 mm kann die Produktion mit einer hydraulischen Leistung von 249 kW bei variabler Aktivierung erreicht werden. Für eine monotone Aktivierung sind dagegen 353 kW nötig. In der Spitze muss dabei eine Aktivierung von bis zu 208 Hz gewährleistet sein.



## 6 Diskussion der Ergebnisse

In dieser Arbeit wurde ein mathematisches Modell entwickelt, das den Vergleich der Anforderungen an die Schneidorgane des konventionell schrägenden bzw. des schlagend aktivierten Lösens ermöglicht. Damit erlaubt es, zu einem frühen Zeitpunkt der Erschließung einer Lagerstätte, die Eignung beider Verfahren einzuschätzen. Die Arbeit beschreibt einige wichtige Einflüsse, bietet aber im Modell die Möglichkeit zur Verarbeitung weiterer Erkenntnisse über Variablen. Das Modell verdeutlicht die steigenden Anforderungen an das schrägende Lösen bei einem höheren passiven Schneidwiderstand anhand von Kennzahlen am Schneidkopf und hilft bei der Identifizierung günstiger Aktivierungsparameter. Dabei gehen die Aussagen des Modells auf die hier beschriebene Prozedur aus angepassten oder neu entwickelten Untersuchungen, deren Auswertung, sowie die mehrere Gesteine übergreifende Betrachtung und den Vergleich mit den geomechanischen Eigenschaften zurück.

### 6.1 Herausforderungen beim Schneiden von festen Gesteinen

Das schrägende oder umgangssprachlich auch schneidende Lösen weist laut der Literatur Unzulänglichkeiten auf, die die Gewinnung sehr fester Gesteine erheblich erschweren (vgl. Kapitel 2.1.1.). Die erhöhten Anforderungen an das Löseverfahren liegen im passiven und aktiven Schneidwiderstand der Gesteine begründet. Allgemein wird davon ausgegangen, dass mit zunehmender Festigkeit der Gesteine auch deren passiver Schneidwiderstand und somit die Spankräfte steigen. Da aus der Literatur kein allgemein gültiges Rechenverfahren zur Prognose der Spankräfte aus geomechanischen Parametern bekannt ist, wurden hier Schneidversuche durchgeführt, um die Belastungen der Meißel in unterschiedlich festen Gesteinen zu bestimmen. Die in der Literatur angeführte, lineare Proportionalität zwischen Eindringtiefe und Schnittkraft beim Schrämen (74) (92) (93) (94) (95) setzt sich demnach auch bei Gesteinen bis zu mindestens 320 MPa einaxialer Druckfestigkeit fort. Dies gilt außerdem für das damit verbundene überproportionale Wachstum des gelösten Gesteinsvolumens. Diese Tatsache führt zur Bestätigung der Leitlinie, dass die größtmögliche Spantiefe genutzt werden sollte, um energieeffizient zu arbeiten.

Die maximalen Spantiefen sind in festen Gesteinen jedoch eng begrenzt. Bereits die mittleren Spankräfte erreichen mit zunehmender Eindringtiefe schnell sehr hohe Werte (vgl. Kapitel 4.3.1). Darüber hinaus sind laut den Ergebnissen dieser Arbeit bei neuen Meißeln die Spankräfte normalverteilt und besitzen in der Regel eine Standardabweichung von 30%

bis 40%, aber auch bis zu 100%. Demzufolge erreichen jeweils mindestens 15% der Kräfte Werte oberhalb des 1,3-fachen bzw. unterhalb des 0,7-fachen des Durchschnitts und jeweils ca. 4% der Kräfte mehr als das 1,6-fache bzw. weniger als das 0,4-fache. Neben den darüberhinausgehenden Spitzenlasten die zum sofortigen Versagen des Meißels führen könnten, führt die sich aus dem Wechsel der Kräfte ergebende, schwellende Belastung zur Ermüdung der Werkzeuge und des Hartmetalls selbst. Für einen sinnvollen Einsatz der Werkzeuge, sollte ihre Festigkeit daher entsprechend verschiedener Lastfälle geprüft werden. Die Spannung innerhalb der Werkzeuge wird jedoch nicht nur durch das Wachstum der Kräfte mit steigender Gesteinsfestigkeit beeinflusst. Aus dem Spannungs-Dehnungs-Diagramm (vgl. Kapitel 0) leitet sich außerdem ab, dass bei gleicher Last, ein festeres Gestein eine geringere Verformung erfährt. Die Kraft, aus dem Kontakt von Meißel und Gestein, wirkt daher auf eine kleinere Partie der Meißelspitze. Erträgt dieser Teil der Schneide die Spannung nicht, kommt es zum Ausbruch des Hartmetalls und zur abrupten Veränderung der Schneidenform. Diese führt wiederum zu einer Krafterhöhung.

Die genannten Beanspruchungen gelten insbesondere auch für die Andruckkraft. Diese, bei Gesteinen niedriger Festigkeit, weniger beachtete Größe, zeigt mit zunehmender Festigkeit eine immer größere Bedeutung. Im Gegensatz zu Untersuchungen mit sehr scharfen Flachmeißeln bei Bilgin (145) oder solchen an weniger festen Gesteinen bei Vorona (75), zeigt sich in Übereinstimmung mit Frenyo (146) hier eine Zunahme der Andruckkraft über die Schnittkraft hinaus. Während in geringfestem Beton Schnitt- und Andruckkraft noch etwa im Verhältnis 1:1 stehen, sinkt dieses in den hier durchgeführten Versuchen für hochfeste und extrem feste Gesteine auf etwa 1 : 1,67 ab. Somit ist, am hier verwendeten Rundschachtmeißel, die Andruckkraft die klar dominierende Spankraftkomponente bei der Gewinnung von Festgesteinen. Der Grund dafür liegt in der geringeren Blockierung des Gesteins in Schnittrichtungsrichtung. Hier kann das Material in Richtung einer freien Fläche ausbrechen, während es in Richtung der Andruckkraft zermalmt, verdrängt bzw. deformiert werden muss. Bei scharfen Meißeln ist es deutlich einfacher, das Gestein entlang der kleinen Kontaktfläche zu verdrängen. Mit der Zunahme der Verschleißmarke zeigen sich jedoch auch hier größere Andruckkräfte. Für geringfestes Gestein stellt Vorona ebenfalls einen zunehmenden Einfluss der Andruckkraft mit zunehmendem Verschleiß fest, da dann die Verdrängung, selbst bei kleiner Festigkeit, immer mehr Kraft verlangt.

Mit steigender Schnittgeschwindigkeit und/oder bei höheren Gesteinsfestigkeiten, kommt es immer eher zu einer zusätzlichen Dynamik beim Schrämen, die dem Haft-Gleit-Effekt zugeordnet wird (147). Dieses Phänomen führt bei Bewegungen mit großen Unterschieden zwischen Haft- und Gleitreibung zur Erregung von Schwingungen. Im Schrämprozess wird die maximale Haftreibung durch die jeweils maximale Schnittkraft vor dem Bruch eines Makrospans verkörpert, die Gleitreibung entspricht dagegen der Kraft danach. Nicht selten

werden Verhältnisse von  $F_{A,max}/F_{A,min}$  von 3:1 bis 5:1 erreicht (vgl. 4.3.3). Während der Vorwärtsbewegung des Meißels wird zunächst Verformungsenergie innerhalb des Maschinensystems gespeichert, die sich nach dem Überwinden der Gesteinsfestigkeit und des folgenden Spanausbruchs in eine Bewegung der Maschine umwandelt. Der Vorgang wiederholt sich und regt, unabhängig von der Eingriffsfrequenz, die Eigenfrequenz der Maschine an. Der Effekt wird von einer deutlich erhöhten Andruckkraft und einer Schwingung der Schnittkraft begleitet. Da die Sinusschwingung der Schnittkraft zwar die Spitzenbelastungen erhöht, aber den Mittelwert nicht verändert, sinkt das Verhältnis aus Schnitt- zu Andruckkraft deutlich weiter auf bis zu 1:7. Beide Veränderungen sind Ausdruck einer zusätzlichen Belastung auf den Meißel und sollten dringend vermieden werden. Durch die Dynamik kommt es scheinbar zu einer Entkopplung von Andruckkraft, Schnittkraft und Spanprozess, bei der sich sogar kurze Rückwärtsbewegungen der Meißel ergeben können. Der Haft-Gleit-Effekt (engl. Stick-Slip-Effekt) tritt unter anderem in Abhängigkeit der Steifigkeit des Systems, der Kräfte im Spanprozess, der Reibung und der Schnittgeschwindigkeit auf (147). Innerhalb der Versuche wurde das Phänomen durch die Verringerung der Schnittgeschwindigkeit auf 0,01 m/s unterbunden. Da bei einer solchen Maßnahme die wirtschaftliche Gewinnung nicht möglich scheint, ist es für die Anwendung nötig, alternative Lösungen zu nutzen, um die Geschwindigkeit hoch zu halten und die Schwingungen zu begrenzen. Eine Möglichkeit besteht in der aktiven Ansteuerung des Gewinnungsorgans, um ein Aufschwingen zu vermeiden. Alternativ könnte mittels Dämpfung bzw. durch eine andere Steifigkeit der Gewinnungsmaschine gegenüber dem Teststand der Haft-Gleit-Effekt auch für höhere Kräfte und Geschwindigkeiten in Grenzen gehalten werden. Aufgrund der vorgenommenen Einstellungen bilden die hier ermittelten Messwerte vor allem das Verhalten der Gesteine ab, ohne die Maschinendynamik zu berücksichtigen. Die tatsächlichen Reaktionen einer Maschine auf die angreifenden Kräfte zu bestimmen, bleibt dem jeweiligen Hersteller in Abhängigkeit seiner Konstruktion vorbehalten.

Neben den Herausforderungen während des realen Schrämvorgangs, ergeben sich einige bereits im Labormaßstab. Aufgrund der geringen Spantiefen wirken sich Abweichungen deutlich auf die Messwerte aus. Selbst innerhalb einer Schnittpur können die Fehler so groß werden, dass dies in der Auswertung berücksichtigt werden muss. Über die Definition der repräsentativen Spanlänge (vgl. 3.4.3) kann eine beliebige Schnittbahn in Abschnitte geteilt werden, die jeweils einen statistisch abgesicherten Wert darstellen. Sind zumindest innerhalb eines solchen Abschnittes einheitliche Randbedingungen vorhanden, können selbst aus geringen Probenmengen und trotz Schwankungen der Randparameter zuverlässige Messwerte gewonnen werden. Obwohl in dieser Arbeit die Spantiefen auf 2 mm und 5 mm normiert wurden, besteht aufgrund des linearen Zusammenhangs zu den

beiden Spankraftkomponenten im untersuchten Bereich keine Notwendigkeit dafür. Für den Fall größerer Spantiefen ist jedoch von einem degressiven Anstieg der Andruckkraft auszugehen, so dass dann normierte Größen eine einfachere Vergleichbarkeit gewährleisten. In diesem Fall müsste die Normierung allerdings über einen nicht-linearen Ansatz erfolgen.

Die anfangs erwähnten und mit der Festigkeit der Gesteine steigenden Unzulänglichkeiten des Schrämens, werden durch den aktiven Schneidwiderstand verstärkt. Hierbei handelt es sich um die Fähigkeit des Gesteins, das Werkzeug in seiner Form zu verändern, bis es seine Funktion nicht mehr erfüllt. Die Anwendung des weit verbreiteten Cerchar Abrasivity Index (CAI) legt für die hier verwendeten Gesteine einen Verschleiß nahe, der nur in Teilen mit den Erwartungen und den Beobachtungen korreliert. Aus diesem Grund wird, ähnlich dem Konzept von Bilgin (145) ein Vorschlag unterbreitet, den Verschleiß bei konstanter Spantiefe an einem Schneidprüfstand zu bestimmen. Auf diese Weise können Meißel mit realistischen Geometrien und Werkstoffen über relativ große Spanlängen mit einer definierten Wärmeentwicklung geprüft werden. Die Versuche zeigen sehr deutliche Unterschiede der Abrasionswirkung verschiedener Gesteine, die dem allgemeinen Verständnis entsprechen. Demnach steigt die Abrasionswirkung im Allgemeinen mit der Festigkeit und dem Quarzanteil des Gesteins (36). Der Verschleiß wurde ausschließlich für eine Schnittgeschwindigkeit von 1,0 m/s betrachtet, was trotz der kurzen Einzelspanlängen dazu genügte, die Auflösung des Hartmetallwerkstoffs beim Schrämen von Granit nachzuweisen. Somit kam es bei hohen Temperaturen zur Verflüchtigung von Kobalt aus dem Sinterwerkstoff. Die zyklische Belastung im Labor ist außerdem mit der Beanspruchung von walzenförmigen Gewinnungsorganen vergleichbar. Insgesamt zeigt der hier vorgeschlagene Verschleißindex bereits eine deutlich größere Abstufung als der Vergleichsindex nach Cerchar. Die Prüfung liefert damit einen Ansatz für die Prognose der Standzeit von Rundschafftmeißeln bei gleichmäßigem Verschleiß.

Aufbauend auf dem Test und dem daraus abgeleiteten Masseverlust je Schnittlänge, lässt sich die allmähliche Veränderung der Form eines Rundschafftmeißels für eine Standzeitprognose nutzen. Beim optimalen Spanprozess, mit um ihre Achse rotierenden Rundschafftmeißeln, kommt es theoretisch zur gleichmäßigen Abnutzung der Schneide. Zu Beginn der Lebensdauer besitzt der Hartmetallstift einen Freiwinkel, der sich durch den Verschleiß bis auf ca.  $0^\circ$  reduziert. In dieser Zeit kann es zu erhöhtem Längenverlust kommen. Anschließend arbeitet sich der Hartmetallstift mit gleichartig geformter Oberfläche der Länge nach ab. Seine theoretisch mögliche Verschleißmasse lässt sich also aus der Grundfläche und der nutzbaren Stiftlänge berechnen. Bei einer direkten Nutzung des verfügbaren Verschleißvolumens an Hartmetall und dem Masseverlust je Längeneinheit kann eine theoretische Schnittlänge berechnet werden. Dafür muss vorausgesetzt werden,

dass es nicht zu einer Überlastung oder z.B. durch Erwärmung, zu einem beschleunigten Verschleiß des Meißels kommt. Diese Einflüsse können Teil anschließender Untersuchungen sein. Es sollte dabei auch die kritische Schnittgeschwindigkeit genauer studiert werden, nach der, in Abhängigkeit des Gesteins, der Verschleiß ab einer bestimmten Geschwindigkeit exponentiell ansteigt (36). Für eine Präzisierung des Tests sollte der Einfluss der Schnittlänge überprüft bzw. die Versuche an gleich langen Proben durchgeführt werden. Weiterhin ist zu bedenken, dass es bei mangelnder Rotation zu einem vollständig anderen Verschleißbild kommt, als wenn Meißel um ihre Achse rotieren.

## 6.2 Chancen durch das schlagende Lösen von Festgesteinen

Mit Hilfe von Schlägen ist es möglich, sehr hohe Kräfte zu erzeugen. Für den Löseerfolg muss sich jedoch, bereits nach einem kurzen Eindringweg des Werkzeuges, eine so hohe Spannung im Gestein ergeben, dass es zum Ausbruch kommt. Die gute Anwendbarkeit des schlagenden LöSENS bei den verwendeten Gesteinen, wird im Spannungs-Dehnungs-Diagramm der einaxialen Druckversuche deutlich. Bereits bei einer Dehnung von maximal 1,8% versagt jedes der Gesteine plötzlich und ohne plastische Nachbruchphase. Durch dieses einheitliche Verhalten liegen einerseits gute Chancen auf die Erhöhung der Löseleistung vor, jedoch lassen sich keine Vergleiche zwischen plastisch-reagierenden und spröde-reagierenden Gesteinen durchführen, um einen Übergangsbereich zu identifizieren.

Der speziell angefertigte Schlagapparat ermöglicht grundlegende Untersuchungen des schlagenden LöSENS mit Einzelschlagenergien bis über 300 J bei definierter Orientierung. Aufgrund der Anwendung einzelner Schläge, kann deren Wirkung detailliert aufgenommen werden, um tiefere Einblicke in die Ursachen des Löseerfolgs zu erhalten. Auf diese Weise wird z.B. die Streuung der Messwerte deutlich, so dass Sicherheitsfaktoren festgelegt werden können und dauerhaft aktiviert arbeitende Maschinen so vor Fehlbelastungen geschützt werden. Der Wirkungsgrad von  $\eta_z = 0,75$  und dessen Wiederholbarkeit konnten eingangs nachgewiesen werden, so dass wiederkehrende Prüfungen innerhalb einer Messserie nicht notwendig waren.

Um den energetischen Bedarf zum schlagenden Lösen verschiedener Gesteine zu quantifizieren und vergleichbar zu machen, werden jeweils vollblockierte Versuche an einer ebenen Fläche durchgeführt. Bei konstanter Einzelschlagenergie zeigen die Ausbruchsvolumina eine asymmetrische Verteilung. So sind selten, sehr große Ausbrüche möglich, während es bei den Minima praktisch keine Ausreißer gibt. Die Verteilung wird daher abweichend zu den Schneidversuchen mit Hilfe des Medians beschrieben. Mit

zunehmender Einzelschlagenergie kann linear mehr Gesteinsvolumen gelöst werden. Der neu eingeführte passive Schlagwiderstand, als Quotient aus dem Anstieg der Einzelschlagenergie und der zugehörigen Veränderung an gelöstem Volumen, zeigt deutlich die Wirkung von Schlägen und ermöglicht eine einfache Gegenüberstellung bzw. Eingruppierung verschiedener Gesteine. Anders als bei der spezifischen Schlagenergie, kann hier eine Mindestenergie für das Erzeugen eines Ausbruchs abgelesen werden. Sie wird als Prellenergie definiert. Ausgehend von ihr, lässt sich der Schlagwiderstand nun mittels des Anstieges einer linearen Funktion beschreiben. Die Anstiege reichen von Sandstein mit  $20 \text{ J/cm}^3$  bis hin zum Basalt\* mit  $310 \text{ J/cm}^3$ . Mit zunehmender Andruckkraft steigt das Lösevolumen vor allem bei wenig festen Gesteinen an. Hier dringt der Meißel bereits durch die statische Kraft geringfügig tiefer ein und ermöglicht durch die Vorspannung eine bessere Übertragung des Impulses, da sich der Meißel erst bei einer höheren übertragenen Energie vom Schlagkolben löst. Bei festeren Gesteinen wirkt sich dies dagegen nur noch sehr gering aus. Der Vorteil einer aktiven Andruckkraft bei hochfesten Gesteinen ist also vor allem in der Vermeidung von Leerschlägen zu sehen.

Die in der maschinellen Gewinnung umsetzbaren und von der Senkrechten abweichenden Winkel wurden sowohl für degressive Späne für Anstellwinkel  $> 90^\circ$ , als auch für progressive Späne für Anstellwinkel  $< 90^\circ$  untersucht. Demnach ist es nicht sinnvoll Späne zu einer freien Spur hin zu gewinnen. Die größere Kontaktfläche des Meißels, aber vor allem die stärkere Blockierung des Gesteins sorgen hier für einen erhöhten Widerstand und hohe spezifische Schlagenergien. Es ist günstiger den Span aus der Spur heraus, zur freien Oberfläche zu brechen. Der optimale Anstellwinkel dafür liegt bei den beiden exemplarisch getesteten, sehr unterschiedlichen Gesteinen bei Winkeln von  $60^\circ \dots 65^\circ$ , über verschiedene Spantiefen hinweg. Daher ist für homogene Gesteine mit einem allgemeingültigen, optimalen Anstellwinkel in diesem Bereich zu rechnen. Schläge mit dieser Orientierung sorgen für eine günstige Aufteilung von Schnittkraft- und Andruckkraftkomponente und vertiefen den Spangrund unterhalb der Mindestspantiefe, was dauerhaft zu niedrigen spezifischen Schlagenergien führt. Durch die günstige Krafteinleitung brechen relativ breite Rippen mit Spanmodulen von 4 noch gut aus, ohne den Abstand bis zum nächsten Einschlag deutlich zu mindern. Damit ist der Spanmodul etwas größer als beim Schrämen, folgt aber ähnlichen Gesetzmäßigkeiten bezüglich der spezifischen Energie. Der Drehwinkel kann dafür sorgen, dass auch bei schmalen Rippen die Summe der wirkenden Kräfte in Achsrichtung des Meißels zeigt und das Hartmetall nur wenig geschert wird. Für breite Rippen ist die Summe der Seitenkräfte ohnehin weitgehend ausgeglichen, so dass vor allem der Anstellwinkel von Bedeutung ist.

Die spezifische Schlagenergie wird auch durch die gespannte Tiefe beeinflusst. Für eine gegebene Einzelschlagenergie sinkt die Spanlänge etwa linear mit der Zunahme der

Spantiefe. Da der Querschnitt des Spans allerdings etwa quadratisch mit der Tiefe steigt, kann durch die tieferen Späne die spezifische Energie reduziert werden. Aus den Ergebnissen kann geschlussfolgert werden, dass es je nach Gestein zu jeder Einzelschlagenergie eine optimale Spantiefe gibt. Ähnliche Beobachtungen machten Keita in Beton (95) und Gynz-Rekowksi (40) in verfestigtem Lockergestein, bei Versuchen mit konstanter Schlagfrequenz. Mit zunehmender Einzelschlagenergie erreicht die spezifische Schlagenergie ihr Optimum bei immer größeren Spantiefen. Die einzelnen Optima vergleichend, ist die Verbesserung durch die größere Spantiefe relativ klein, im Verhältnis zu der Verschlechterung durch geringfügig zu tiefe Späne. Die Verbesserung entsteht durch die anteilig immer geringere Prellenergie mit zunehmender Einzelschlagenergie und durch die unterproportional steigende Streuung der Ausbruchsvolumina.

Gleichzeitig bedeutet eine Überschreitung der energieeffizientesten Spantiefe, die Gefahr keinen Ausbruch mehr zu generieren und so die spezifische Energie abrupt zu steigern bzw. eine Überlastung des Gewinnungssystem zu provozieren. Diesem Problem kann praktisch nur durch eine höhere Einzelschlagenergie entgegnet werden, da bei einem aktiviert arbeitenden Werkzeug nur ein Schlag am gleichen Punkt möglich ist und das Material sonst statisch gewonnen würde. Die von Mattis, Labutin und Cheskidov (78) beschriebene Auflockerung über den ausgeschlagenen Span hinaus (vgl. „Spanlänge  $s_2$ “ in Kapitel 2.4.2) konnte für Lamprophyr nicht erkannt werden. Im Gegenteil; war ein Schlag nicht in der Lage das Gestein zu lösen, so war es zumeist auch der zweite Schlag nicht. Die Verringerung der Gesteinsfestigkeit war daher so gering, dass es bei diesen Spantiefen auf keinen Fall zum quasistatischen Schrämvorgang kommen darf.

Der optimale Schlagvorgang erfolgt mit progressiver Spanbildung unter einem Winkel von ca.  $60^\circ \dots 65^\circ$ . Er nutzt eine der Einzelschlagenergie angepasste Spantiefe bzw. einen der Spantiefe angepassten Spurabstand. Der Meißel darf nur so schnell verschoben werden, wie es die Aktivierungsfrequenz ermöglicht. Das heißt, dass der Meißel erneut geschlagen werden muss, sobald er mit intaktem Gestein in Berührung kommt. Für Sichelspäne ergibt sich besonderer Optimierungsbedarf in der Einhaltung günstiger Spurabstände und der Einzelschlagenergie je nach aktueller Spantiefe, da nicht gleichzeitig mit einer konstanten Schlagenergie und Frequenz gearbeitet werden kann. Für eine erfolgreiche Aktivierung ist daher zwingend eine Steuerung notwendig. Diese sollte entweder die Schlagenergie, die Schlagfrequenz oder beide Größen umfassen.

Die Wirkung von Schlägen konnte an Sandstein im Detail beobachtet werden. Durch Bildung einer Kompressionszone kommt es zum seitlichen Ausweichen im Inneren des Gesteins und zur Zugbelastung von darüber liegenden Gesteinspartikeln. Bei zähem Verhalten kann der Riss unterhalb der Oberfläche enden, so dass sich Bruchstücke

lediglich aufwölben, aber nicht lösen. Derartig vorgelöste Gesteinsteile sollten schneidend gewonnen werden, da sonst die Einzelschlagenergie nicht abgebaut werden kann und Schäden drohen können.

Für Spantiefen von 5 mm, 10 mm und 15 mm ist die günstigste spezifische Schlagenergie von Lamprophyr, in etwa 2,5 mal, 2 mal bzw. 6 mal so hoch, wie die für Beton. Die dafür zu verwendenden Einzelschlagenergien unterscheiden sich jedoch sehr deutlich. Für jeweils gleiche Einzelschlagenergien bei beiden Gesteinen würde, bei optimaler Spantiefe, der Unterschied dagegen sehr viel stärker ausfallen. Im Vergleich zu Lamprophyr wird für Beton aber auch deutlich, dass die Spantiefen für die jeweiligen Einzelschlagenergien noch nicht das energetische Optimum darstellen müssen. Dafür wäre eine schrittweise Erhöhung auf etwa 18 mm für Schläge mit 82,5 J oder auf 25 mm für Schläge mit 180 J nötig. Möglicherweise erreicht aus diesem Grund die spezifische Energie der höheren Einzelschlagenergie bei Beton noch nicht die der niedrigeren und Lamprophyr scheint fälschlich demgegenüber relativ leicht gewinnbar.

Bei der hydraulischen Aktivierung sind, gegenüber dem hier angewandten, pneumatischen System, höhere Drücke und kleinere Querschnitte des Schlagkolbens für dessen Vorschub möglich. Aufgrund der Bauart des hier verwendeten Schlagzylinders ist jedoch nicht mit einer deutlichen Abweichung zu rechnen, da der Schlagkolben eine sehr günstige Form aufweist. Es ist jedoch zu prüfen, inwiefern Schläge gleicher Energie, jedoch mit unterschiedlich langem Schlagkolben das Löseergebnis beeinflussen. Dabei sollten unter anderem Schlagkolben mit der halben Meißellänge geprüft werden.

Eine Untersuchung zum Verschleißverhalten von aktivierten Rundschafftmeißeln wurde im Rahmen dieser Arbeit nicht durchgeführt. Sie könnte jedoch quantitativen Aufschluss über Unterschiede der Standzeit gegenüber dem Schneidvorgang geben. Innerhalb der Schlaguntersuchungen konnten weder Brüche noch offensichtlicher Verschleiß der Meißelspitzen beobachtet werden. Aus der Schlagbohrtechnik ist jedoch bekannt, dass sich Hartmetallspitzen abnutzen, indem sie verrunden. Durch das veränderte Löseverhalten sinkt die Löseleistung mit zunehmendem Verschleiß überproportional. (148). In diesen Fällen wird zum Nachschleifen geraten.



### 6.3 Die Wahl des Löseverfahrens

Die meisten potenziellen Anwender werden bestrebt sein, ein erprobtes und bekanntes Gewinnungssystem einzusetzen. Für geringfeste Gesteine ist das schrägende Lösen möglich und Gewinnungsmaschinen am Markt verfügbar. Dagegen zeigen sich für hochfeste Gesteine nach ersten Berechnungen hohe Anforderungen sowohl für das schneidende als auch an das schlagende Gewinnungsorgan. Mit Hilfe der im Modell für beide Varianten bestimmten Parameter, können erste Forderungen an den Maschinenbau abgeschätzt werden. Die Entwicklung einer schlagenden Gewinnungsmaschine birgt Risiken und benötigt viel Kapital und Zeit. Hier erfolgt die Wahl zugunsten des energetisch sinnvolleren Löseverfahrens für ein gegebenes Gestein.

Beide Verfahren werden anhand der notwendigen spezifischen Lösearbeit verglichen, also aus der aufgewendeten Arbeit und dem zugehörigen gelösten Spanvolumen. Beim Schrämen spiegelt die auf den Spanquerschnitt bezogene Schnittkraft die spezifische Lösearbeit wider. Kraft und Fläche unterscheiden sich jeweils nur durch den Faktor „Weg“ von Arbeit und Volumen, so dass ihre Verhältnisse gleich sind (F.6). Unter der Annahme, dass keine Spankraftkomponente am Meißel größer als 15 kN sein darf, kann in Abhängigkeit von Schnittkraft (Kapitel 4.3.1) und Andruckkraft bzw. mit Hilfe des Rechenmodells die maximal zulässige Spantiefe berechnet werden. Während bei Beton und Sandstein die Schnittkraft zuerst die 15 kN Schwelle erreicht, sind bei den anderen Gesteinen die Andruckkräfte der limitierende Faktor. Es folgt die Berechnung der Schnittkraft bei der maximalen Spantiefe. Als zweiter Wert wird die Schnittkraft für 1 mm Spantiefe aus dem passiven Schneidwiderstand berechnet und durch dessen durchschnittliche Spanfläche dividiert. Der jeweilige Spanquerschnitt ergibt sich dann aus Gleichung (F.54). Die Ergebnisse können Anhang R entnommen werden.

In der doppelt-logarithmischen Darstellung sinkt die spezifische Lösearbeit beim Schrämen linear mit zunehmender Spantiefe. Beim schlagenden Lösen sinkt sie, für die gewählten Einzelschlagenergien von 82,5 J; 180 J und 300 J, ebenfalls etwa linear jedoch, im gewählten Maßstab, deutlich flacher (Abbildung 6-1). Man kann daraus schlussfolgern, dass in Abhängigkeit der erreichbaren Spantiefe bzw. des Ausbruchsvolumens beim Schlagen, immer ein Verfahren einen energetischen Vorteil aufweist. Weiterhin wird deutlich, dass die maximale Spantiefe, z.B. bei der hier gegebenen Bedingung von maximal 15 kN je Spankraftkomponente, eng begrenzt ist. Beton kann im Betrachtungsraum demnach, relativ konstant, mit einer spezifischen Lösearbeit von ca. 80 MJ/m<sup>3</sup> schlagend gewonnen werden. Beim Schrämen sinkt sie ab einer Spantiefe von ca. 1,7 mm darunter. Das heißt, relativ unabhängig von der Einzelschlagenergie kann Beton energetisch günstiger gewonnen werden, wenn er mit mindestens 1,7 mm Spantiefe schrämend

gewonnen wird. Da dies bis zu einer Spantiefe von 32 mm möglich ist, sinkt die spezifische Energie sogar noch deutlich unter die beim Schlagen. Bei Lamprophyr kann bei einer Einzelschlagenergie von 300 J eine spezifische Lösearbeit von 241 MJ/m<sup>3</sup> erreicht werden. Die maximale Spantiefe in diesem Gestein beträgt 4,15 mm wodurch eine spezifische Lösearbeit von 206 MJ/m<sup>3</sup> beim Schneiden erreicht wird. Demzufolge ist auch hier das Spanen theoretisch zu bevorzugen. In der Praxis kann dies durch folgenden Effekt überprägt sein. Die spezifische Lösearbeit wird bei einem rotierenden Gewinnungsorgan aus allen Teilbereichen entlang des Spanes summiert. Sie können daher im Mittel deutlich ungünstiger sein als eine relativ konstante spezifische Lösearbeit beim Schlagen.

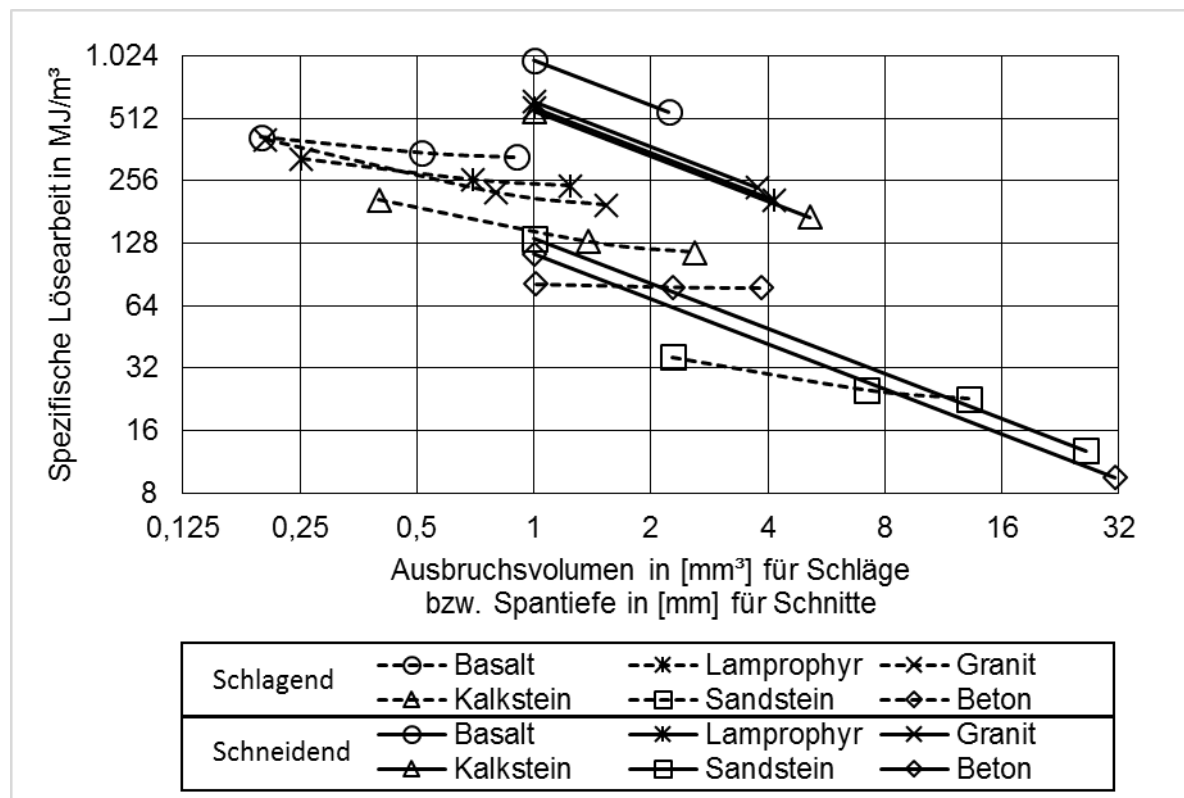


Abbildung 6-1: Spezifische Lösearbeiten beim Schrämen und Schlagen

Insbesondere für Gesteine wie Beton und Sandstein mit einaxialen Druckfestigkeiten von unter 55 MPa kann hier die Empfehlung zum Spanen gegeben werden. Dagegen ist für Festgesteine mit einaxialen Druckfestigkeiten von ca. 200 MPa und mehr die schlagende Gewinnung aus dieser Betrachtung zu empfehlen. Dennoch sollte eine genauere Prüfung auf Basis des Schneidorgans erfolgen, um Sichelspäne und eventuelle bauliche Abhängigkeiten berücksichtigen zu können.

## 6.4 Modelle zur Dimensionierung von Gewinnungsorganen

Im Gegensatz zur Bauchentscheidung haben Modelle grundsätzlich den Vorteil, dass sie den Stand des Wissens konservieren, sich prüfen und verbessern lassen. Insbesondere die Nachvollziehbarkeit des Lösungsweges hilft, die Aussagekraft des Ergebnisses einzuordnen. Ein Modell kann unter engen Kriterien simpel aufgebaut sein, wird jedoch mit größerer Anwendungsbreite, Nutzerfreundlichkeit oder Präzision zunehmend komplexer. Die Näherung an die Realität ist dabei möglichst unabhängig vom Anwender gestaltbar.

### 6.4.1 Einfache Modellvorstellung – die Grobabschätzung

Die vorgestellte Grobabschätzung zur Berechnung der Spanleistung beim schrägenden Lösen bietet die Möglichkeit, relativ einfach, die notwendigen Leistungen zu ermitteln. Bei Kenntnis der durchschnittlichen Spantiefe und des passiven Schneidwiderstandes lassen sich die durchschnittlichen Kräfte am Meißel bestimmen. Damit ist diese überschlägliche Berechnung vor allem dann geeignet, wenn ein bekannter Einsatz existiert, der nur geringfügig abweicht. Weicht die tatsächliche mittlere Eindringtiefe nach unten hin ab, wird eine zu kleine spezifische Lösearbeit zu Grunde gelegt und die Anwendung wird zu positiv eingeschätzt. Darüber hinaus ist zu beachten, dass zur Berechnung des durchschnittlichen Spanquerschnittes nicht die mittlere Spantiefe verwendet werden sollte. Dieser ist je nach mittlerer Spantiefe z.B. bei einem Sichelschnitt von 0 auf 2 mm etwa 10% oder von 0 auf 10 mm etwa 16% größer. Wird eine zu kleine durchschnittliche Spantiefe angenommen, kehrt sich der Effekt um und die Anwendung könnte fälschlicherweise verworfen werden.

Für die Grobabschätzung der Spanleistung beim schlagenden Lösen wird der passive Lösewiderstand des Schlagens genutzt. Dieser gibt zwar Auskunft über das lösbare Volumen bei gegebener Einzelschlagenergie, jedoch nicht zur Form der Ausbrüche, zur Tiefe oder Länge. Daher ist nicht bekannt, in welchen Spantiefen und Konstellationen die Schläge zum gewünschten Löseerfolg führen. Die Grobabschätzung gibt darüber hinaus keine Auskunft zur Gestaltung der Löseorgane.

Die beiden genauer untersuchten Gesteine zeigen bei der schlagenden Gewinnung einen deutlich höheren Bedarf der Spanleistung als beim Schrämen. Bei Beton entspricht der Anstieg dem 3,6-fachen, bei Lamprophyr ist es das 2,2-fache. Diese Faktoren entsprechen den Verhältnissen der jeweiligen spezifischen Energien. Grund für die Energieintensität des Schlagens ist einerseits, dass bei jedem Schlag Energiereserven nötig sind, um den allseitigen Ausbruch des Gesteins sicherzustellen. Beim Schrämen wird dagegen genau

die notwendige Kraft für den Ausbruch erbracht. Aber auch die Wirkrichtung des Werkzeuges ist beim Schlagen ungünstiger. Sie liegt in einem Winkel von etwa  $90^\circ$  zur Richtung des ausbrechenden Materials, während beim Schrämen die Schnittkraft des Meißels und das ausbrechende Material einen Winkel von ca.  $45^\circ$  einnehmen. Das Spanen wirkt also in die Richtung des Ausbruchs, während beim Schlagen erst durch Zerkleinerungsarbeit und seitliches Ausweichen des Gesteins eine Kraftwirkung in Richtung des Ausbruchs entsteht. Darüber hinaus kommt es bei der Impulsübertragung zu Verlusten, die ebenfalls einen Einfluss auf die spezifische Energie haben. Im direkten Vergleich der beiden Gesteine wird dennoch deutlich, dass für Lamprophyr ein geringerer energetischer Unterschied der beiden Löseverfahren besteht. Es muss sich jedoch in detaillierteren Berechnungen zeigen, inwieweit sich die Anordnung der Schläge in Schnittspuren auswirken.

#### **6.4.2 Modell unter Einbeziehung von Parametern des Gewinnungsorgans**

##### **Schneidendes Lösen**

Das erstellte Schneidmodell eines einfach rotierenden Gewinnungsorgans mit radialer Verschiebung geht bezüglich der Gewinnungsleistung auf Ansätze zurück, die bereits von Gehring (76) und Ehler (77) vorgestellt wurden. Darüber hinaus verbindet es die hier bestimmten Kraftmesswerte mit der Summierung von Einzelkräften am Schneidkopf nach Kunze, et. al. (100), um Haltekräfte, Drehmoment und Spanleistung zu berechnen, ohne Werkzeuge zu überlasten. Anders als in der Grobabschätzung, wird in der detaillierteren Betrachtung die geforderte Gewinnungsleistung auf Basis der zeitlichen und leistungsbezogenen Ausnutzung, aus der geforderten Tagesproduktion berechnet. Auf diese Weise erfolgt eine Umrechnung vom geforderten täglichen Vortrieb in eine Anforderung an die Gewinnungsmaschine. Somit werden wichtige Randbedingungen einbezogen und es ergibt sich eine realistischere Anforderung.

Es folgt die Auswahl des Gesteins in dem die Gewinnungsleistung erbracht werden soll. Zurzeit ist diese Auswahl auf die Gesteine dieser Arbeit begrenzt, weitere können aber, direkt über Schneidversuche oder indirekt über Korrelationen, in das Modell integriert werden. Je nach Gestein wird durch die Auswahl die tiefenabhängige Berechnung der Spankräfte möglich, was einen deutlichen Unterschied zur Grobabschätzung darstellt. Das verwendete Verhältnis aus Schnitt- zu Andruckkraft sollte besondere Beachtung finden, obwohl es im Modell lediglich für die Berechnung der maximalen Spantiefe genutzt wird. Der Grund dafür liegt in den deutlich abweichenden Ergebnissen für unterschiedliche Span-

geschwindigkeiten. Es ist davon auszugehen, dass jede Gewinnungsmaschine durch den Schneidvorgang zum Schwingen angeregt werden kann. Da dies von zahlreichen Größen, wie der Steifigkeit, Dämpfung und Massenverteilung der Maschine, aber auch vom Bruchverhalten des Gesteins und der Schnittführung abhängt, wird hier nur der davon unbeeinflusste Messwert beim quasistatischen Lösen des Gesteins genutzt (vgl. Kapitel 4.3.3). Kommen Maschinen in Schwingung, so ist davon auszugehen, dass es zu einer schwankenden Spantiefe, einer unregelmäßigen Schnittgeschwindigkeit und zu vorzeitigen Schäden am Meißel kommt. Die Lösung liegt innerhalb der Schnittführung bzw. im Maschinensystem mit seiner Schwingungs- und Dämpfungscharakteristik selbst und muss daher von Maschinenherstellern übernommen werden.

Die maximale Spantiefe ist abhängig vom Meißel. Dieser muss diversen Belastungen widerstehen, welche mittels Ansätzen aus der technischen Mechanik überprüft werden können. Dazu gehören Druck-, Biege- und Scherbelastungen hinter dem Meißelkopf, aber vor allem an der Hartmetallspitze. In den hier durchgeführten Versuchen waren die Kräfte normalverteilt was in der Auslegung berücksichtigt werden sollte.

Eine zusätzliche Belastung entsteht durch die Wärmeentwicklung beim Schrämen, die kurzfristig zu einer sinkenden Festigkeit und auf Dauer zu einer Entfestigung des gesinterten Hartmetalls führt. Um die Erwärmung zu begrenzen, kann die am einzelnen Meißel umgesetzte Leistung, durch die Anpassung der Spangeschwindigkeit verändert werden. Ihre Verkleinerung ist, bei konstantem Radius, über eine Verringerung der Drehzahl des Schneidorgans möglich. Um die Gewinnungsleistung zu halten, kann dann die Anzahl der Meißel im gleichen Verhältnis erhöht werden. Dies ist entweder durch die Verbreiterung des Schneidorgans oder durch mehrere Meißel je Schnittspur umsetzbar. Beim Vergleich zweier Fälle mit unterschiedlicher Spangeschwindigkeit zeigt sich, dass das schneller drehende Gewinnungsorgan eine höhere Leistung am einzelnen Meißel umsetzt, dagegen aber geringere Haltekräfte verursacht. Diese Unterschiede entsprechen dem Verhältnis der in den beiden Fällen verwendeten Anzahl von Meißeln. Die alleinige Erhöhung der Spangeschwindigkeit, führt im gleichen Verhältnis zu einer sinkenden Breite des Gewinnungsorgans, die mit einer Änderung der Anzahl der Schnittspuren verbunden ist. Um die maximale Spantiefe nicht zu unterschreiten wird die Marschgeschwindigkeit jeweils an die Bedingungen angepasst. Die mit den Schnittspuren sinkende Anzahl der Meißel führt auch hier zu einer Erhöhung der Leistung am Einzelmeißel und zu einer Verkleinerung der Haltekräfte. Für deren Minimierung ist also eine Maximierung der Schnittgeschwindigkeit vorzusehen. Da die Schneidversuche unter Vernachlässigung des Verschleißes durchgeführt wurden, ist keine Angabe zu der von Schimazek beschriebenen, kritischen Spangeschwindigkeit möglich.

Eine Erhöhung des Schnittspurradius, vergrößert bei gleichem Umschlingungswinkel die abgetragene Höhe. Drehzahl und Vorschubgeschwindigkeit müssen im gleichen Verhältnis gesenkt werden, um die maximale Spangeschwindigkeit einzuhalten. Gleichzeitig steigt das Drehmoment. Das Drehmoment wird demzufolge minimal, wenn der Radius, also der Hebelarm der Spankraft am kleinsten wird. Eine Erhöhung des Schnittspurradius bei gleichbleibender abgetragener Höhe, führt zur Verbreiterung des Gewinnungsorgans. Die damit steigende Anzahl von Meißeln führt vor allem zu einer Drehmomenterhöhung.

Um den Annahmen des Modells zu entsprechen und damit eine hohe Genauigkeit der berechneten Kräfte zu erhalten, wird ein Radius der Schnittspuren verwendet, der 25-mal so groß ist, wie die maximale Spantiefe. Es wird davon ausgegangen, dass Sichelspäne dann abschnittsweise als Späne mit konstanter Spantiefe betrachtet werden können. Durch Einhaltung dieser Bedingung wird außerdem die beim Drehwinkel von  $-90^\circ < \varphi < 0^\circ$  auftretende zu groß berechnete Spantiefe bzw. die von  $0^\circ < \varphi < 90^\circ$  zu klein berechnete Spantiefe auf eine Abweichung von weniger als 2% begrenzt. Da das Modell auf Schnitte von über  $90^\circ$  Umschlingungswinkel konfiguriert ist, gleichen sich die Fehler teilweise aus. Gleichzeitig erreicht bei Umschlingungswinkeln unter  $90^\circ$  die tatsächlich größte Spantiefe nicht die maximal zulässige.

Wie an einzelnen Eingabeparametern vorgestellt, ermöglicht das Modell die Berechnung von Werten für:

- die Geometrie des Schneidorgans, wie seine Breite oder Anzahl der Schnittspuren
- den Einsatz des Schneidorgans, wie Drehzahl und Marschgeschwindigkeit
- die resultierenden Reaktionen, wie Kräfte, Drehmoment und Spanleistung

Wird sowohl in der Grobabschätzung, als auch in der detaillierten Berechnung die gleiche Gewinnungsleistung gefordert und zusätzlich die maximale Spantiefe in der detaillierten Berechnung so angesetzt, dass die durchschnittliche Spantiefe der der Grobabschätzung entspricht, ist die Differenz der durchschnittlichen Schnittkraft minimal. Das Spanvolumen der detaillierten Berechnung ist jedoch ca. 12% größer, so dass die Spanleistung im etwa gleichen Verhältnis geringer ist als bei der Grobabschätzung. Die Differenz wird für Beton noch einmal um etwa 5% größer, da sich hier die Abstände der Schnittspuren dem Zielwert annähern und so noch mehr Gestein von jedem Meißel ausgebrochen wird. Der eigentliche Unterschied der beiden Rechnungen entsteht bei einer Fehlannahme der Spantiefe. So wird für Lamprophyr in der detaillierten Berechnung im Durchschnitt weniger als ein Drittel der zuvor angenommen Spantiefe erreicht, was etwa zur Verdreifachung der Spanleistung führt. Bei Beton ist gegenüber der Grobabschätzung eine mehr als doppelt so große Spantiefe und ein über viermal so großer Ausbruchsquerschnitt möglich. Um die gleiche Gewinnungsleistung zu erbringen, ist also dann nur noch die halbe Spanleistung notwendig.

Die Funktion des Ausbruchsquerschnittes wurde in dieser Arbeit nur bis 10 mm Spantiefe untersucht, daher kann nicht garantiert werden, dass die Extrapolation auf die Spantiefe von 31,25 mm in diesem Beispiel exakt anwendbar ist.

### **Schlagendes Lösen**

Für den Vergleich mit dem konventionellen Lösen, werden die Anforderungen an die Gewinnungsleistung und das Gestein auch für das schlagende Lösen übernommen. Da kein permanenter Gesteinskontakt besteht, ist die Rotationsgeschwindigkeit beim Schlagen nicht mehr von der kritischen Spangeschwindigkeit limitiert. Ihre Änderung führt hier dennoch zu den gleichen Auswirkungen wie beim Schrämen. Zusätzlich wirkt sie direkt proportional zur Schlagfrequenz, so dass sich die Rotation des Gewinnungsorgans auf die Schlagfrequenz der Aktivierung kalibrieren lässt. Die daraus resultierende Veränderung der Breite des Gewinnungsorgans lässt sich durch die Anzahl der Meißel je Schnittspur begrenzen.

Grundsätzlich werden mit zunehmender Spantiefe überproportional größere Ausbruchsquerschnitte gelöst. Beim Schlagen ist jedoch nicht die Maximierung dieses Wertes, anzustreben, sondern die des Ausbruchvolumens je Schlag. Die Multiplikation einer Ausbruchsfläche mit der zugehörigen -länge ergibt ein fiktives Ausbruchsvolumen. Dessen Funktion weist in Abhängigkeit der Spantiefe ein ausgeprägtes Maximum auf. Würden sämtliche Späne so gewonnen, wäre es damit die ideale Spantiefe bei gegebener Einzelschlagenergie. Aufgrund des rotierenden Werkzeuges, beginnt der Sichelspan jedoch mit einer Spantiefe von null und die Effizienz, entlang der gesamten Spur, ergibt sich erst aus dem Durchschnitt aller Ausbrüche. Der Durchschnitt wird maximal, wenn, bis zu einem bestimmten Punkt, auch Spantiefen oberhalb der idealen Spantiefe gelöst werden. Erst dann erhält man die optimale maximale Spantiefe für den gegebenen Umschlingungswinkel. Die minimale Spanleistung ist nötig, wenn das Produkt aus der Anzahl von Schlägen entlang einer Spur und der Anzahl der Schlagspuren, minimal ist. Die notwendige Spanleistung sinkt also mit wachsender Einzelschlagenergie, wenn die jeweils optimale Spantiefe eingehalten wird.

Bei beiden Gesteinen zeigt die Grobabschätzung ein ca. 1,6 mal so hohes Ergebnis der notwendigen Spanleistung, wie die Ergebnisse unter Verwendung der Geometrie. Dies kann maßgeblich auf den Unterschied der Blockierung bei der Ermittlung des passiven Schlagwiderstandes im Verhältnis zum Schlagen in Spuren zurückgeführt werden. Darüber hinaus kommt es, unter Verwendung der Geometrie, zur Summierung der Leistung aus kleinen und großen Ausbrüchen, was den Effekt zum Teil ausgleicht.

Weiterhin muss festgestellt werden, dass die maximale Spantiefe beim Schlagen von Beton geringer ist, als beim Schrämen und dass im ersten Fall eine etwa sechsmal so hohe Spanleistung benötigt wird. Beton hat aufgrund seiner Porosität eine dämpfende Wirkung auf die Schläge. Der Beton ist damit deutlich besser schrämend zu gewinnen. Beim Lamprophyr ist die Spantiefe mit Hilfe der Schläge deutlich größer als beim Schrämen, was zur Verringerung der Spanleistung führt. Selbst in großen Spantiefen ergeben sich große Ausbrüche, so dass eine etwa halb so große Spanleistung gegenüber der beim Schrämen nötig ist. Lamprophyr ist daher günstiger schlagend zu gewinnen. Beide Beispiele geben Indiz dafür, dass es einen Übergang zwischen einer Bevorzugung des Schrämens und des Schlagens geben muss. Aufgrund der gewählten Versuchsgesteine konnte diese Grenze jedoch nur grob eingegrenzt werden.

Eine enorme Herausforderung bei der Anwendung der schlagenden Gewinnung, stellt die Verteilung der Ausbruchstiefen und -längen bei gleicher Einzelschlagenergie dar. Einerseits ist davon auszugehen, dass kräftige Schläge im Randbereich einen tieferen Span lösen, als er theoretisch berechnet wurde und dass dadurch bei folgenden Schlagspuren nur noch ein verminderter Lösewiderstand bestehen bleibt. Der Energieüberschuss könnte zu Schäden an der Aktivierung oder am gesamten Gewinnungsorgan führen. Andererseits können Minderausbrüche dazu führen, dass die Meißel mit einer Frequenz oberhalb des im Modell ermittelten Wertes arbeiten müssten, um den statischen Lösevorgang zu unterbinden. Neben einer gewissen, eventuell möglichen Verformbarkeit, könnte hier als weiterer Lösungsweg eine erhöhte Einzelschlagenergie den Mindestausbruch sicherstellen. Auch hier wären Schäden durch den Energieüberschuss denkbar und müssten z.B. in Form einer Dämpfung oder Rückgewinnung schadlos abgebaut werden. Möglicherweise kann in der Praxis die gleichzeitige Steuerung von Einzelschlagenergie und Schlagfrequenz dabei helfen, das schlagende Lösen weiter zu optimieren. Von dieser Variante wurde hier abgesehen, da sich die dabei erzielbaren Verbesserungen der Spanleistung nur gering auswirken und sie somit die generelle Entscheidung zur Anwendbarkeit des schlagenden Lösens nur wenig beeinflusst.

Der Informationsgewinn durch die Einbeziehung der Schnittgeometrie bzw. des Löseorgans ist essenziell für eine sichere Entscheidung über die Gewinnbarkeit und die Wahl des Lösevorgangs. Da der Verschleiß hier nicht im Detail einbezogen wurde, stammen sämtliche Werte aus Messungen mit neuwertigen Meißeln bzw. aus einem verlangsamten Spanprozess. Versuche mit verschlissenen Meißeln sind an anderer Stelle durchzuführen, sie können aber in das Modell einbezogen werden. Bei der schneidenden Gewinnung sind dafür der passive Schneidwiderstand und das Verhältnis von Schnitt- zu Andruckkraft zu verändern. Beim schlagenden Lösevorgang ist dagegen mit einer Abnahme von Spanlänge und Spantiefe bei gleicher Schlagenergie auszugehen.



## 7 Fazit

Die *Prognose von Aktivierungsparametern für die maschinelle Gewinnung hochfester Gesteine* wurde untersucht, um die Anwendungsgrenzen des schrägenden Lösens (vgl. Kapitel 2.1.1) durch die Aktivierung der Werkzeuge auf hochfeste Gesteine zu erweitern (vgl. Kapitel 2.1.2 und 2.1.3). Mit Hilfe empirischer Versuche war die Wirkung einer zyklischen Aktivierung - anhand der Größe, Orientierung und der räumlichen Anordnung von Einzelschlägen - daraufhin zu untersuchen, ob sich der Anwendungsbereich auf Gesteine mit einaxialen Druckfestigkeiten von über 200 MPa und Punktlastindizes von über 10 MPa erweitern lässt und wie sich der bestmögliche Löseerfolg einstellt.

Die meisten schrägend arbeitenden Gewinnungsmaschinen verfügen über rotierende Schneidorgane, zu denen in der Literatur Berechnungsgrundlagen (vgl. Kapitel 2.3) und Prognosemodelle (vgl. Kapitel 2.5) verfügbar sind. Letztere bauen zumeist auf geomechanischen Eigenschaften auf, können aber auch an spezielle Prüfungen gebunden sein. Um schrägende Werkzeuge zu aktivieren sind vor allem Schläge (vgl. Kapitel 2.4) geeignet, die sowohl das Eindringvermögen und die Löseleistung erhöhen. Anhand dieser Informationen wurde eine Prüfprozedur erarbeitet, mit deren Hilfe die zunehmenden Herausforderungen der konventionellen Lösetechnik an mehreren Gesteinen dokumentiert und das Verbesserungspotential durch Aktivierung geprüft werden konnte (vgl. Kapitel 3). Die Untersuchungen belegen für zunehmend festere Gesteine die Herausforderungen der schrägend arbeitenden Werkzeuge, aber auch die Eignung der Aktivierung, das Eindringvermögen zu erhöhen (vgl. Kapitel 4). Innerhalb des Rechenmodells eines rotierenden Gewinnungsorgans, das wahlweise mit oder ohne Aktivierung arbeitet, zeigt schließlich der Vergleich beider Lösearten, dass mit zunehmender Festigkeit eine Aktivierung von Vorteil ist (vgl. Kapitel 5). Demnach ist jeweils eine sehr präzise Schnittführung nötig, um den Gewinnungsprozess so effizient wie möglich zu gestalten. Darüber hinaus wirken die Spankräfte, vor allem die Andruckkraft, begrenzend auf das schrägende Lösen, während die Aktivierung vor allem von der punktgenauen Bereitstellung der Aktivierungsenergie abhängt. Die Diskussion macht deutlich, dass es bei steigender Gesteinsfestigkeit zu einer sinkenden maximalen Spantiefe und einer schnell wachsenden, spezifisch am Gestein zu verrichtenden, Lösearbeit kommt. Demgegenüber entstehen mittels Schlägen, nur geringe Veränderungen der spezifischen Lösearbeit mit veränderten Spantiefen, insofern die Einzelschlagenergie und der Schlagabstand optimal vorliegen.

Aus den experimentellen Untersuchungen und der anschließenden Verarbeitung im Rechenmodell eines rotierenden Gewinnungsorgans konnten folgende Erkenntnisse gewonnen werden:

- Die Schneidversuche bestätigten für alle Gesteine die lineare Abhängigkeit der Schnittkraft von der Spantiefe. Daher eignet sich die spezifische Schnittkraft als Maß für den passiven Schneidwiderstand. Gemäß einer dazu neu eingeführten fünfstufigen Klassifikation decken die verwendeten Versuchsgesteine mit den Stufen 1; 3 bzw. 5 die gesamte Bandbreite ab.
- Es bestehen sehr gute Korrelation zwischen dem passiven Schneidwiderstand und dem Punktlastindex  $I_s(20)$  bzw. zur einaxialen Druckfestigkeit. Demnach kann eine erste Abschätzung der Schneidwiderstandsklasse bei ungestörten Gesteinen bereits durch diese beiden Werte erfolgen.
- Mit zunehmender Gesteinsfestigkeit war eine immer geringere Spantiefe möglich, was die spezifische Lösearbeit deutlich erhöhte. Insbesondere die Andruckkräfte wuchsen dabei schneller an und waren höher als die zugehörigen Schnittkräfte. Mit zunehmendem passiven Schneidwiderstand sank der Quotient aus Schnitt- und Andruckkraft daher von 1,0 bei Beton auf 0,6 bei Basalt\*, was sich aller Voraussicht nach mit zunehmendem Verschleiß noch verstärken sollte. Zusätzlich wurde beobachtet, dass es mit fester werdenden Gesteinen und höherer Schnittgeschwindigkeit immer früher zu einer Anregung der Eigenfrequenz der Gewinnungsmaschine kam, die die Schnittkraft sinusförmig überlagerte und die mit einem weiteren, drastischen Anstieg der Andruckkraft einherging.
- Der aktive Schneidwiderstand bei konstanter Spantiefe wurde quantitativ bestimmt, indem der Masseverlust an Hartmetall auf die Schnittlänge bezogen wurde. Granit, das abrasivste Gestein im Test, erzeugte dabei den 70-fachen Verschleiß des Kalksteins, der hier die geringste Abrasivität besaß. Damit ergaben sich Abweichungen der Reihenfolge gegenüber dem CERCHAR-Index.
- Es konnte bestätigt werden, dass die Abrasivität nicht maßgeblich von der Gesteinsfestigkeit definiert wird, so dass mitunter auch sehr feste Gesteine wie die vorhandene Kalksteinprobe ohne deutlichen Verschleiß gewinnbar sind. Damit sind einige, scheinbar widersprüchliche Aussagen der Literatur besser einzuordnen.

Analog dem Übergang vom drehend-spangebenden zum schlagend-kerbenden Bohren werden auch hier mit zunehmender Gesteinsfestigkeit die Vorteile der Aktivierung deutlich.

- Um mit Einzelschlägen sinnvoll Gestein zu lösen, muss zunächst die Prellenergie überwunden werden. Sie gibt die Einzelschlagenergie an, bei der theoretisch 50% der

Schläge ein Ausbruchsvolumen erzeugen. Oberhalb dieser Schwelle führen Erhöhungen der Schlagenergie zu einem etwa linearen Anstieg des Ausbruchsvolumens. Der reziproke Wert, also die notwendige Erhöhung der Einzelschlagenergie für eine Volumenzunahme, wird hier als Maß für den passiven Schlagwiderstand eingeführt.

- Die Andruckkraft ist von untergeordneter Bedeutung. Lediglich bei geringfesten Gesteinen erhöht sich das Ausbruchsvolumen, da der Meißel bereits durch die Andruckkraft in das Gestein gedrängt wird und beim Schlag tiefer eindringt.
- Um das Gestein flächenhaft zu lösen, ist es günstig, es linienweise in Verhieb zu nehmen. Aufgrund der größeren Freifläche ist es dabei deutlich besser aus der Spanfurche heraus zu arbeiten als darauf zu. Der optimale Anstellwinkel des Meißels liegt dabei im Bereich zwischen  $60^\circ$ ... $65^\circ$  gegenüber der Horizontalen und somit deutlich höher als übliche Anstellwinkel beim Schrämen.
- Zu jeder Mindestspantiefe gibt es eine optimale Einzelschlagenergie. Bereits geringe Überschreitungen der optimalen Spantiefe können nichtmehr gelöst werden. Mit Hilfe höheren Einzelschlagenergien können größere Spantiefen gelöst werden. Die bei verschiedenen Spantiefen jeweils erreichten Optima, unterscheiden sich nur geringfügig voneinander.
- Die Länge von Ausbrüchen sinkt mit wachsender Spantiefe etwa linear. Bei maximaler Spantiefe entsteht dann nicht mehr für jeden Schlag ein Ausbruchsvolumen, so dass die spezifische Schlagenergie deutlich zunimmt.
- Ähnlich dem schrämendenden Lösen gibt es auch hier zu jeder Spantiefe einen idealen Abstand zwischen Schlagspurlinien. Dabei überragt die reale durchschnittliche Furchentiefe die Mindestspantiefe um einige Millimeter. Das Verhältnis aus Spurabstand und durchschnittlicher Spantiefe liegt mit 3,5 bis 6 oberhalb der beim schneidenden Lösen.
- Der passive Schneidwiderstand und der passive Schlagwiderstand ergeben hier bis auf zwei Gesteine die gleiche Reihenfolge, korrelieren aber nicht gut miteinander.

Mit Hilfe der Gegenüberstellung von Schneid- und Schlagversuchen konnte gezeigt werden, unter welchen Bedingungen die jeweilige Löseart energetisch vorteilhaft ist. Damit wurde sowohl eine Prozedur zur Prüfung als auch eine Darstellung geschaffen, die die Wahl des Löseverfahrens auf Basis der am Gestein zu verrichtenden Arbeit definiert.

Perspektivisch kann das hier vorgestellte Modell, neben der Berechnung der theoretischen Schneidleistung, auch einen Referenzwert für eine im Einsatz befindliche Maschine ausgeben. Mit Hilfe der vorhandenen Parameter bietet sie dann die Basis für eine Optimierung des Prozesses, für die Ursachenanalyse oder gegebenenfalls für die Grenzschilderkennung, durch eindeutige Zuordnung der notwendigen Einzelschlagenergie je Gestein.

Obwohl in den Versuchen mit Originalwerkzeugen und unter Verwendung realistischer Kräfte- und Schlagenergien gearbeitet wurde, verfügen Gewinnungsmaschinen über größere Abstände zum Stoß und mehr Freiheitsgrade als der Schneidversuchsstand. Demzufolge ist die hier vorausgesetzte, präzise Schnittführung in der Realität nur schwer umsetzbar, so dass sich Probleme in der direkten Übertragung der Ergebnisse auf reale Bedingungen ergeben. Darüber hinaus führen unpräzise Spanlinien und die Bewegung der Maschine zu Bedingungen, die dann nicht mehr definiert sind und für die die Wahl der optimalen Aktivierungsbedingungen nicht möglich ist.

Die Versuche haben gezeigt, dass für Gesteine wie Beton und Sandstein mit einaxialen Druckfestigkeiten von unter 55 MPa eine Empfehlung zum Spanen gegeben werden kann. Dagegen ist für Festgesteine wie Granit, mit einaxialen Druckfestigkeiten von ca. 200 MPa und mehr, die schlagende Gewinnung vorteilhaft. Der Übergangsbereich konnte hier nicht untersucht werden. Dieser wird vor allem durch den Verschleiß und die erreichbare Spantiefe bestimmt.

Mit zunehmender Festigkeit der Gesteine sinkt die Produktionsleistung beider Typen von Gewinnungsmaschinen, so dass die erwartete Steigerung der Auffahrungsgeschwindigkeit in hochfesten Gesteinen nur dann möglich ist, wenn die hohen Löseenergien bis in die Meißelspitzen geführt werden können und sich der Aktivierungsmechanismus als haltbar erweist.

Während die Wirkung der Schläge auf das Gestein hier umfangreich behandelt wurde, sollten ebenso die auf den Werkzeugträger wirkenden Kräfte und deren Folgen für z. B. die Schnittführung und die Lebensdauer der Lager erfolgen. Es ist außerdem konzeptionell zu prüfen, wie die Energie zur Aktivierung auf das Schneidorgan und die Werkzeuge übertragen werden kann. Diese Betrachtungen würden dabei helfen, die Grenzen des Maschinenbaus früh in die Wahl des möglichen Einsatzfeldes einzubeziehen. Insbesondere die Prüfung von kleineren, hydraulisch aktivierten Schlagkolben kann bei einer Begrenzung der Größe des Gewinnungsorgans und der Effizienzsteigerung hilfreich sein.

Die Datengrundlage sollte in Zukunft auf zusätzliche, auch anisotrope, Gesteine erweitert und die Parameteruntersuchung enger abgestuft werden. Um die Vielzahl an Versuchen effektiv zu gestalten, wäre die Erweiterung des Schlagapparates auf Ausbaustufe II, mit

einer kraftgetriggerten Schlagausslösung, sehr sinnvoll. Hierdurch ließen sich in kurzer Zeit größere Probenumfänge bearbeiten und damit auch sehr schwankende Gesteinsparameter statistisch absichern. Mit Hilfe dieser Technik ließen sich auch die verschleißbedingten Auswirkungen auf das Eindringvermögen der Werkzeuge ermitteln und die Periode in der sie zu wechseln oder zu schleifen sind. Ein nochmaliger Vergleich zu den schrägenden Lösewerkzeugen könnte dann weitere Einsatzvorteile offenlegen.

Auch in Zukunft werden die Vorteile der maschinellen Gewinnung in Bezug auf Sicherheit, Automatisierbarkeit und Leistungssteigerung für hohes Interesse an einer Erweiterung der Einsatzgebiete sorgen. Der Wunsch nach einem höheren Lebensstandard und zunehmend herausfordernde Abbaubedingungen können diesen Trend noch verstärken. Mit Hilfe des Rechenmodells lassen sich zukünftig die Anforderungen an den Maschinenbau und Rückmeldungen desselben besser kommunizieren und erlauben somit einen schnelleren Iterationsprozess für die jeweilige Anwendung.

Da auch Bohr- und Sprengvortriebe von der Automatisierung und der digitalen Verknüpfung verschiedener Arbeitsgänge sowie von verbesserten Sprengungen profitieren werden, ist damit zu rechnen, dass sie in gekurvten Strecken und im Abbau des Festgesteinsbergbaus weiterhin die tragende Rolle einnehmen. Gewinnungsmaschinen werden jedoch auf Basis besonderer Anwendungsfelder einen Teil des Marktes erobern. Dazu zählen auch schlagend aktivierte Gewinnungsorgane, die hier unter Beweis gestellt haben, sehr feste Gesteine lösen zu können.

## Literaturverzeichnis

1. **DERA - Deutsche Rohstoffagentur in der Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe.** DERA-Rohstoffliste 2019. *DERA-Rohstoffinformationen* 40. Berlin : s.n., 2019, S. 116.
2. **Department of Economic and Social Affairs, Population Division.** *World Population Prospects 2019: Highlights*. New York : United Nations, 2019. eISBN 978-92-1-004235-2.
3. **Schandl, Heinz, et al.** *Global Material Flows and Resource Productivity: Assessment Report for the UNEP International Resource Panel*. Nairobi : United Nations Environment Programme, 2016. S. 200. ISBN: 978-92-807-3554-3.
4. **Reichl, Christian und Schatz, Michael.** *World Mining Data 2020*. 35. Wien : Federal Ministry of Agriculture, Regions and Tourism, 2020. S. 652. ISBN 978-3-901074-48-6.
5. **Responsible Mining Foundation (RMF).** *Responsible Mining Index Report 2020*. Nyon : s.n., 2020.
6. **Grafe, Bruno und Drebenstedt, Carsten.** Prozessketten in der Rohstoffgewinnung: Projekt InnoCrush - Holistischer Ansatz für den hochselektiven Bergbau. *bergbau*. Jhrg 71, 2020, Nr.8.
7. **McKay, Huw.** BHP's economic and commodity outlook (FY20 full year) | BHP. *bhp.com*. [Online] BHP Billiton Limited, 18. 08 2020. [Zitat vom: 24. 09 2020.] <https://www.bhp.com/media-and-insights/prospects/2020/08/bhps-economic-and-commodity-outlook/>.
8. *Caving Cu-Au Porphyry.* **Jakubec, Jarek.** Toronto : Prospectors & Developers Association of Canada, 2016. [Präsentation].
9. **RedPath Mining Contractors.** Keeping up with caving. *Mining Magazine*. 2012, 07.
10. **Fecteau, J.-M., Poirier, S. und Laflamme, M.** Narrow-vein mining project: A special initiative of Natural Resources Canada. *6th International Symposium on Mine Mechanization and Automation*. Johannesburg : R.P.H. Willis - South African Institute of Mining and Metallurgy, 2001, S. S. 6.
11. **Pickering, R.G.B., Smit, A. und Moxham, K.** Mining by cutting in narrow reefs. *2nd International Platinum Conference "Platinum surges Ahead"*. Sun City (Republic South Africa) : The South African Institute of Mining and Metallurgy, 2006, S. 221-230.
12. **Leonida, Carly.** Mechanical Cutting: Making hard-rock history. *The Mining Magazine*. 2016, S. 52-61.

13. *Epiroc Mobile Miner - hard rock cutting is now a reality*. **Lyly, Johnny, Hartwig, Sverker und Nord, Gunnar**. Stockholm : Swedish Rock Engineering Association, 2018.
14. **Anglo American**. Modern Mining Underground | Anglo American. *Picture this: the modern mine*. [Online] Anglo American, 2020. [Zitat vom: 23. 09 2020.] <https://www.angloamerican.com/futuresmart/stories/our-industry/technology/picture-this-the-modern-mine>.
15. *Report on the Mining Assets of KGHM Polska Miedź S.A.* **KGHM Polska Miedz S.A.** Lubin : s.n., 2012. S. 45.
16. **BHP Billiton**. *Illawarra Coal: Dendrobium Area 3, Predicted hydraulic Performance 2007*. s.l. : GHD Geotechnics, 2007.
17. **Wilson, M, et al.** *Permo-Carboniferous Magmatism and Rifting in Europe*. London : Geological Society, 2004. S. 1-10. Special Publication 223.
18. **Du Plessis, H.E.** *The relationship between geological structures and dolerite intrusions in the witbank highveld coalfield, South Africa*. South Africa : University of the free state, Bloemfontein, 2008. S. 144.
19. **Herzog, H.** *Untersuchungen des Zusammenhangs zwischen einigen ausgewählten Elementareigenschaften der Salzgesteine mit Hilfe mathematisch-statistischer Methoden als Beitrag zur Erforschung der Gewinnbarkeit der Kalisalze*. Freiberg : Diss., Bergakademie, 1969. S. 112.
20. **Gerhardt, H.** Zu Fragen der maschinellen Gewinnung von Gestein im Untertagebergbau und im Tunnelbau. 1. *Kolloquium zur sprengstofflosen Festgesteinsgewinnung im Bergbau und Bauwesen*. Freiberg : Bergakademie Freiberg, 1997, S. 19-32.
21. **Thuro, Kuroschi**. Bohrbarkeit beim konventionellen Sprengvortrieb. *Münchner Geologische Hefte - Reihe B: Angewandte Geologie*. München : elektronische Publikation, 1998, S. 149.
22. **Frenyo, P.** Schrämmeißel - Nomenklatur. *Bergbau*. 1985 (6), 6, S. 275f.
23. **Gerhardt, Horst, Jendersie, Hans und Fahning, Egon**. *Maschinelle Gewinnung - 1. Lehrbrief*. Freiberg : Polygrafischer Bereich des wissenschaftlichen Informationszentrums der Bergakademie Freiberg, 1982.
24. **Ghosh, Achyuta Krishna, et al.** *Applicability of surface miner in Nongtraï limestone mine of LaFarge Umiām Mining Pvt. Ltd. in Meghalaya, India*. Dhanbad : Central Institute of Mining & Fuel Research, 2010.
25. **Wirtgen GmbH**. *Wirtgen Surface Mining Handbook*. Windhagen : s.n., 2010.

26. **Schröder, D.L.** *Large Surface Miners - Applications and Cost Calculations*. [Hrsg.] Essen, Germany Krupp Fördertechnik GmbH. Essen : Krupp Fördertechnik.
27. **Slowik, Dirk.** Theoretische Betrachtungen und experimentelle Untersuchungen des Förderprozesses am Grabmodul eines TAKRAF Surface Miner - Optimierung von Fräswalzen- und Schurrengeometrie. Dresden : Fachtagung für Baumaschinentechnik - Ideen, Konzepte, Lösungen, 2006.
28. **Kuhnert, Gerd.** *Beitrag zur Optimierung von Gewinnungsmaschinen für Festgesteine*. Freiberg : Diss. B, Bergakademie, 1983.
29. **Li, X.S., Tiryaki, B. und Cleary, P.W.** Hard Rock Cutting with SMART\*CUT Technology. [Buchverf.] S. Eskikaya. *22nd World Mining Congress*. Istanbul, Turkey : World Mining Congress (WMC), 11.-16.09.2011, S. 725-732.
30. **Wilhelm, Harald.** *Untersuchung zu Temperaturen und Energieumsätzen bei schneidender Gesteinszerstörung mit Teilschnitt-Vortriebsmaschinen*. Clausthal-Zellerfeld : Papierflieger GbR, 1992.
31. **Plinninger, Ralf, Spaun, Georg und Thuro, Kuroschi.** Prediction and classification of tool wear in drill and blast tunneling. [Buchverf.] J. L. van Rooy und C. A. Jermy. *Engineering Geology for Developing Countries - Proceedings of 9th Congress of the IAGE*. Durban : South African Institute of Engineering and Environmental Geologists, 2002, S. 2226-2236.
32. **Stewart, P., Ramezanzadeh, A. und Knights, P.** Benchmark Drill and Blast and Mechanical Excavation Advance Rates for Underground HardRock Mine Development. [Buchverf.] M. Hood. *Australian Mining Technology Conference - Value through cost control*. Hunter Valley : CRCMining, 2006, S. S.41-63.
33. *A review of concept for selective mechanical mining of hard rock.* **Hood, M., Roxborough, F.F. und Salamon, M.D.G.** Orlando FL, USA : SME, 1998.
34. **Cunningham, J.** Underground Automation. *Materials World*. 12, 2004, 8.
35. **Ramezanzadeh, A. und Hood, M.** A state-of-the-art review of mechanical rock excavation technologies. *International Journal of Mining & Environmental Issues*. Vol.1, 2010, 1.
36. *Der Einfluß des Gesteinsaufbaus auf die Schnittgeschwindigkeit und den Meißelverschleiß von Streckenvortriebsmaschinen.* **Schimazek, J. und Knatz, H.** 106 (1970) Nr.6, 19.03.1970, Glückauf, S. 274-278.
37. **Sandvik Mining and Construction.** Sandvik MT720 Roadheader: Product Leaflet. [mining.sandvik.com](http://mining.sandvik.com). [Online] 2017. [Zitat vom: 26. 09 2020.]



<https://www.rocktechnology.sandvik/globalassets/products/mechanical-cutting-equipment/pdf/mt720-brochure-english.pdf>. B4-961ENG.

38. *Rock cutting competence for safe and fast tunneling*. **Bertignoll, Hanno**. Perth : s.n., 2010. Mining Magazine Congress. S. 44.
39. **Gillani, S.T.A. und Butt, N.** Excavation Technology for Hard Rock - Problems and Prospects. *Pakistan Journal of Engineering and Applied Science*. 2009, Bd. 4, Januar, S. 24-33.
40. **Gynz-Rekowski, Gunther von.** *Entwicklung und Untersuchung eines Gerätes zur Herstellung tiefer Erdschlitze mit dynamisch aktivierten Gewinnungswerkzeugen*. Leipzig : Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1989. ISBN 3-342-00865-2.
41. **Spachtholz, X.** *Überlegungen zur konzeptionellen Ausgestaltung sprengstoffloser Gewinnungstechniken für den Festgesteinstagebau basierend auf Einsatzerfahrungen mit einer Mittelwalzenfräse*. Aachen : Diss., RWTH, Shaker Verlag, 1997.
42. **Paschedag, Ulrich.** *Theoretische und experimentelle Untersuchungen an einem mechanischen Schlaghammer zum Lösen von Steinkohle und Nebengestein im Vergleich zu anderen Lösetechniken*. Berlin : Diss., Technische Universität, 1990. S. 123.
43. **Kaci, Vehip, Wölfle, Michael und Grätz, Andreas.** Aktivierte Lösetechnik zur Gewinnung von Kohle und Nebengestein. *Glückauf Forschungshefte*. 54, 1993, 5.
44. **Herrmann, Helmut.** *Vibrating Plowing Tool*. 3,030,087 United States, 17.. 04. 1962. Patent.
45. **Haynes, Louis E.** *Pavement cutting and earth excavating device*. 3,272,559 United States, 13.. 09. 1966. Patent.
46. **Bodine, Albert G.** *Method and apparatus for ripping rock by sonically vibratory teeth*. 3,336,082 United States, 15.. 08. 1967. Patent.
47. **Bechem, Ulrich, et al.** *Cutting or roller bit*. PCT/DE88/00385 CH, 27.. 06. 1988.
48. **Sugden, David Burnet.** *Cutting device with rotating disc*. 6,561,590 B2 United States, 13.. 05. 2003. Patent.
49. —. *Oscillating disc cutter with speed controlling bearings*. 7,384,104 B2 Unites States, 10.. 06. 2008. Patent.
50. **Bechem, Ulrich, Steinberg, Jens und Raschka, Joachim.** *Device for milling rock and other materials and method for milling rock or like using said device*. US 7,631,942 B2 US, 15.. 12. 2009.

51. **Steinberg, Jens, Raschka, Joachim und Bechem, Ulrich.** *Drive device for rotating and oscillating a tool and a compatible tool for mining.* 7,490,911 B2 United States, 17.. 02. 2009. Patent.
52. **Bechem, Ulrich.** *Method and apparatus for the milling cutting of materials.* US 7,896,445 B2 US, 01.. 03. 2011.
53. **AG, Belaruskali.** *Vortriebskomplexe.* [Online] 2005. [Zitat vom: 30.. 07. 2012.] [http://www.kali.by/german/min\\_equip3.html](http://www.kali.by/german/min_equip3.html).
54. **Casteel, K.** German Equipment Suppliers Bet on Technology Though Times Are Tough. *Engineering and Mining Journal.* 01.. 09. 210 (2009) Nr.7, S. 43-45.
55. **KGHM Polska Miedz S.A.** Company Results in the first quarter 2013. *kghm.com.* [Online] 05 2013. [Zitat vom: 26. 09 2020.] [https://kghm.com/sites/kghm2014/files/document-attachments/kghm\\_q1\\_2013\\_results\\_presentation\\_1.pdf](https://kghm.com/sites/kghm2014/files/document-attachments/kghm_q1_2013_results_presentation_1.pdf).
56. **Caterpillar.** CAT (R) Rock Straight System - Continuous mining of tabular low seam hard rock deposits. [Online] 2019. [Zitat vom: 17. 02 2019.] [https://www.cat.com/en\\_US/campaigns/awareness/rock-straight-system.html](https://www.cat.com/en_US/campaigns/awareness/rock-straight-system.html).
57. **Caterpillar Global Mining Europe GmbH.** *Patent: Mobile Bergbaumaschine sowie Verfahren zum Auffahren von Tunneln, Strecken oder Schächten, insbesondere in Hartgestein.* Köln : Deutsches Patent- und Markenamt, Offenlegung: 22.11.2012. DE 10 2011 050 387 A1 .
58. **De Velbiss, Charley Dudley.** *Excavating bucket.* 2,228,445 United States, 14.. 01. 1941.
59. **Pewthers, Charles W.** *Power excavating device.* 3,065,557 United States, 27.. 11. 1962. Patent.
60. **Ansiferova, N.G.** Experimentelle Untersuchungen des Lösens der Kohle durch einen schweren, aktivierten Hobel. *Nauchnye Soobschenija.* 85 (1971), S. 145-150.
61. **Ansifervoa, N.G.** Untersuchunen an einem schweren, aktivierten Hobel. *Nauchnye Soobschenija.* 85 (1971), S. 20-27.
62. *The Caterpillar D9L Impct Ripper.* **Roussin, Michael A.** [Hrsg.] SAE Technical Paper 870779. Peoria : The Engineering Society for Advanced Mobility Land Sea Air and Space, 1987. Earthmoving Industry Conference. S. 8.
63. **Handewith, H.J., Coski, W.D. und Thimons, E.D.** Developmnt of a prototype hard rock excavating machine. *Rapid Excavation and Tunneling Conference (RETC) Proceedings.* 1989, S. 769-787.

64. **Henkel, H.** Höhere Freiheitsgrade im Streb. *Glückauf*. 122 (1986) Nr.2, S. 140-144.
65. **Shepel, Taras und Drebenstedt, Carsten.** Experimental Investigation of the Activated Rock Cutting Process. *International Journal of Mining and Mineral Engineering (IJMME)*. 2019, Bd. Vol.10, 2/3/4, S. 218-232.
66. **Ebenhan, Karsten und Kunze, Günter.** Untersuchung der Wirkung hochfrequent erregter Werkzeuge bei der Bearbeitung von Festgestein. Senkung des Primärenergiebedarfs beim Gewinnen und Brechen durch neuen Wirkansatz. *Wissensportal baumaschine.de*. 01. 2010, 1.
67. **Ebenhan, Karsten.** *Mechanischer Eingriff hochfrequent aktivierter Werkzeuge in Festgestein*. Dresden : Diss., Technische Universität, 2012.
68. **Ebenhan, Karsten und Lieberwirth, Holger.** Untersuchungen zur Wirkung hochfrequent erregter Werkzeuge bei der Zerstörung von Festgestein. [Buchverf.] Carsten Drebenstedt. *ISCSM Continuous Surface Minig*. Freiberg : s.n., 2010.
69. **Magaisa, Dominic.** *The design of an innovative mechanized system to exploit the narrow seams of the great dyke (Zimbabwe)*. Golden, Colorado : PhD-Thesis; Colorado School of Mines, 1999.
70. **Kuhnert, Gerd.** *Beitrag zur zweckmäßigen konstruktiven Gestaltung von Bohrstangen für das schlagende Bohren*. Freiberg : Diss., Bergakademie, 1971. RSN 500204299.
71. **Insitut für Maschinentechnik in der Rohstoffindustrie.** Maschinentechnische Experimentalübung - Lösetechnik spanend. Aachen : RWTH Aachen, 2010, S. 25.
72. **Mahnert, Uwe.** *Beitrag zur Optimierung des Schneidverhaltens von Längs- und Querschneidköpfen an Ausleger-Teilschnittmaschinen*. Freiberg : Diss., Bergakademie, 1989. S. 124.
73. **Bourne, K.P.** Die Bedeutung des hartmetallbestückten Schrägmeißels für die schneidende Gewinnung in Großbritannien. *Glückauf*. 111, 1975, 1, S. 11-18.
74. **Fahning, E.** *Schnittkraft- und Verschleißuntersuchungen mit mehreren Meißeltypen an Hartsalz*. Freiberg : Diss., Bergakademie, 1978. S. 133. Dissertation.
75. **Vorona, M.** *Optimierung des Schneidprozesses und Prognose der relevanten Arbeitsgrößen bei der Gesteinszerstörung unter Berücksichtigung des Meißelverschleißes*. Freiberg : Diss., Bergakademie, 2012.
76. **Gehring, K.** Schneidende Gewinnung im Tagebau mit dem Voest-Alpine Surface Miner. Einsatzbedingungen und Erfahrungen beim Einsatz in festeren Gesteinen. 1. *Freiberg Kolloquium zur sprengstofflosen Festgesteinsgewinnung im Bergbau und Bauwesen*. Freiberg : s.n., 1997.

77. **Ehler, A.** Zum Abbauvorgang mit Continuous Surface Miner - Ergebnisse gemeinsamer Entwicklung von Forschung und Industrie. *Wissensportal: Baumaschine.de*. 2003, S. <http://www.baumaschine.de/wissensportal-archiv/2003-02/wissenschaft-und-technik>.
78. **Mattis, A.R., Labutin, V.N. und Cheskidov, V.I.** Active rotor for surface miner. *Journal of Mining Science*. 44 (2008) Nr.2, S. 198-205.
79. **Drüppel, E.** *Entwicklung eines Konzeptes für die schneidene Gewinnung im Steinsalz*. Aachen : Diss., RWTH, 2010.
80. **Evans, I.** A Theory of the Cutting Force for Point Attack Picks. *International Journal of Mining Engineering*. (1984) Nr.2, S. 63-71.
81. —. A Theory of the Cutting Force for Point Attack picks. *Colliery Guardian*. 05. 1984, S. 190-192.
82. **Kuidong, G, et al.** A theoretical model for predicting the Peak Cutting Force of conical picks. *Frattura ed Integrità Strutturale*. 27 (2014), S. 43-52.
83. **Roxborough, F.F. und Liu, Z.C.** Theoretical considerations on pick shape in rock and coal cutting. *Proceedings of sixth underground operator's conference Australia*. s.l. : 189-193, 1995.
84. **Goktan, R.M.** A suggested improvement on Evan's cutting theory for conical bits. *Proceeding of forth symposium on mine mechanization automation*. 1997, S. 57-61.
85. **Su, O. und Akcim, N.A.** Numerical simulation of rock cuttability. *Proceedings of the international Conference on Rock Joints and Jointed Rock Masses*. Tucson, Arizona (USA) : s.n., 07.-08.01.2009.
86. **Rojek, J., Labra, C. und Eugenio, O.** Discrete element simulation of rock cutting processes. *Proceedings: Modern Building Materials, Structures and Techniques*. Vilnius (Litauen) : Vilnius Gediminas Technical University, <http://www.vgtu.lt/en/editions/proceedings>, 2010, S. 1040-1044.
87. **Cho, J.-W., et al.** Optimum spacing of TBM disc cutters: A numerical simulation using the three-dimensional dynamic fracturing method. *Tunnelling and Underground Space Technology*. 25 (2010), S. 230-244.
88. **Bilgin, N, Demircin, M.A. und et.al.** Dominant rock properties affecting the performance of conical picks and the comparison of some experimental and theoretical results. *International Journal of Mining Engineering*. 43 (2006) Nr.1, S. 139-156.
89. **Tiryaki, B., J.N., Boland und Li, X.S.** Empirical models to predict mean cutting forces on point attack pick cutters. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*. 47 (2010) Nr. 5, S. 858-864.

90. **Gaßner, W.** Potential und Möglichkeiten des Versuchstandes für schneidende Gewinnung am Institut für Bergbau und Spezialtiefbau. [Buchverf.] C. Drebenstedt. *Innovations in Non Blasting Rock Destructuring*. Freiberg : ISBN: 978-3-86012-377-5, 2008.
91. **Yu, B. und Khair, A.W.** Numerical modeling of rock ridge breakage in rotary cutting. *Rock Mechanics: Meeting Society's Challenges and Demands - Proceedings of the 1st Canada-US Rock Mechanics Symposium*. Vancouver, British Columbia (Canada) : Taylor&Francis, DOI: 10.1201/NOE0415444019-c64, 2007, S. 8.
92. **Sobek, P.** *Ermittlung der für Ausleger-Teilschnittmaschinen innerhalb des Erzbergbaus der DDR günstigsten Meißelgeometrie*. Freiberg : Diplomarbeit - unveröffentlicht, 1987.
93. **Drebenstedt, C., Gaßner, W. und Vorona, M.** *Untersuchungen zur Hobelbarkeit von Kalisalzen*. Freiberg : unveröffentlicht, 2010.
94. **Keller, A.** *Vergleich ausgewählter Verfahren zur maschinellen Gewinnung von Kalisalzen*. TU Bergakademie Freiberg : unveröffentlicht, 2010. Diplomarbeit.
95. **Keita, A.D.** *Laboruntersuchungen zur Ermittlung von Kennziffern für den Einsatz aktivierter Werkzeuge zur Gewinnung von Kupfererzen*. Freiberg : Dissertation, 1989.
96. **Quitschau, H.G.** Schnittkraftbestimmung an Kupferschiefergesteinen, Schnittkräfte in Abhängigkeit vom Spanwinkel. *Bergakademie*. 19 (1967) Nr. 6, S. 323.
97. **Bussmann, Heribert.** *Wirtschaftliche Gewinnung dünner Flöze: Vergleich verschiedener Produktionsmethoden und Ansätze zur Steigerung der Produktionskapazität für den Strebbau mit schneidender Gewinnung*. Aachen : Dissertation, 2001. S. 279.
98. **Quitschau, H.G.** *Der Einfluß der Schnittbedingungen auf die Schnittkraft beim Zerspanen von Kupferschiefer*. Freiberg : Dissertation, 1969.
99. **Langlotz, V.** *Untersuchungen über das Zerspanen von Salzgestein*. Clausthal : Dissertation, 1973.
100. **Kunze, G., et al.** Simulation von Gewinnungsvorgängen beim Abbau von festen Erdstoffen mit CSM. *International Symposium on Surface Mining*. 2001, S. 290-296.
101. **Gerike, P.B. und Belikov, M.A.** Modelling of disc cutting instrument interaction with rock mass. *Journal of Mining Science*. 39 (2003) Nr.2, S. 162-167.
102. **Dutta, P.K.** The determination of stress waveforms produced by percussive drill pistons of various geometrical designs. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 1968 (5), S. 501-518.
103. **Abou-matar, H und Goble, G.G.** SPT Dynamic Analysis and Measurements. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*. Oktober 1997, S. 921-928.

104. **Dey, K. und Ghose, A. K.** Predicting cuttability with surface miners - A rockmass classification approach. *Journal of Mines, Metals and Fuels*. 56 (2008) Nr. 5-6, S. 85-91.
105. **Kunze, Günther und Petack, Burkhard.** Continuous Surface Miner - Neue Grenzen für sprengstoffloses Gewinnen von Festgestein. *Fachtagung Baumaschinentechnik*. Magdeburg : s.n., 2004, S. S. 347-354.
106. **Schimm, Bernhard.** Mechanische Gewinnungsverfahren - Förderleistungen und Verschleißindikatoren. *Geotechnik*. 27 (2004) Nr.2, S. 161.
107. **Panagiotou, G.N.** Assessment of open pit excavators diggability. *Mine Planning and Equipment Selection*. Rotterdam/Brookfield : A.A.Balkema, 1990, S. 305-314.
108. **Hennig, Alexander.** Lagerstätteneigenschaften und deren Einfluß auf die kontinuierliche Tagebautechnik im Festgestein. *8th international symposium continuous surface mining - Proceedings*. 2006, Bd. 2, S. 489-494.
109. **Eymer, W, et al.** *Grundlagen der Erdbewegung*. Bonn : Kirschbaum Verlag GmbH, 2006.
110. **Caterpillar Inc.** *Handbook of Ripping*. Peoria : Caterpillar Inc., 12. Edition.
111. **Bilim, N. und Ozkan, I.** A Model to predict the Performance of Drum Shearers in Coal Mine: An Example from a Cayirhan Lignite Mine, Ankara, Central Turkey. *AIMS - Fifth International Symposium High Performance Mining*. Aachen : s.n., 2009, S. 395-406.
112. *Statistische Modellierung von Gesteinsparametern für die Leistungs- und Verschleißprognose bei TBM Vortrieben*. **Köppl, F., Frenzel, C. und Thuro, K.** Zittau : s.n., 2009. 17. Tagung für Ingenieurgeologie und Forum "Junge Ingenieurgeologen".
113. **Schimazek, J. und Knatz, H.** Die Beurteilung der Bearbeitbarkeit von Gesteinen durch Schneid- und Rollenbohrwerkzeuge. *Erzmetal*. 29 (1976) Nr.3, S. 113-119.
114. **Myszkowski, M.** *Erstellung eines Berechnungsmodells zur Auslegung und Optimierung von Hobelanlagen auf der Grundlage von Betriebsdaten und experimentellen Untersuchungen*. Berlin, Technische Universität : Dissertation, 2004. S. 164.
115. **Bilgin, N, et al.** Experience gained on mechanized tunneling in Istanbul and some recommendations for mining industry. [Buchverf.] Sinasi Eskikaya. *22nd World Mining Congress*. Ankara, Türkei : Aydogdu Ofset, 2011.
116. **Hall, G.E.M., Bonham-Carter, G.F. und Buchar, A.** Evaluation of a portable X-ray fluorescence (pXRF) in exploration and mining: Phase 1, control reference materials. [Hrsg.] The Geological Society of London. *Geochemistry: Exploration, Environment, Analysis*. (2014) Nr.14, S. 99-123.

117. **Plack, Arne.** *Untersuchungen zur Abrasivität von Festgestein mittels Cerchar-Versuchen.* Aachen : RWTH Aachen, 2013.
118. **ASTM Standard D7625-10.** *Standard Test Method for Laboratory Determination of Abrasiveness of Rock using the CERCHAR Method.* West Conshohocken PA (USA) : ASTM International, 2010. [www.astm.org](http://www.astm.org).
119. **Veit, T.** Konstruktion und Bau eines Versuchsstandes zur Gesteinsbearbeitung - Besonderheiten bei der Realisierung. [Buchverf.] C. Drebenstedt. *Innovations in Non Blasting Rock Destructuring.* Freiberg : ISBN: 978-3-86012-377-5, 2008.
120. **Automation, Sonder- und Werkzeugmaschinen GmbH.** *Technische Dokumentation - Betriebsanleitung - Sonderhobelmaschine für Gesteinsproben.* Naumburg : 60290-0040-001, 2007.
121. **Keller, Andreas.** *Prüfbericht des 3D Messsystems - Kraftkalibrierung.* Freiberg : unveröffentlicht, 2013.
122. —. *Prüfbericht des 3D-Messsystems - Drift #1, #2, #3.* Freiberg : unveröffentlicht, 2013.
123. —. *Prüfbericht des 3D Messsystems –Schwingung/ Eigenschwingung–.* Freiberg : unveröffentlicht, 2014.
124. **BETEK Bergbau- und Hartmetalltechnik Karl-Heinz Simon GmbH & Co.KG.** *BETEK Progress!* Aichhalden, Deutschland : Firmenschrift, 2010.
125. **Plinninger, Ralf J.** *Klassifizierung und Prognose von Werkzeugverschleiß.* München : Münchner Geologische Hefte B17, 2002. S. 146. ISSN 1430 - 5674.
126. **BETEK GmbH & Co. KG.** *Produktkatalog: Bergbau.* Aichhalden : BETEK GmbH & Co. KG, 2016.
127. **IBAF Engineering Bochum - IAMT Gruppe.** *Konstruktion eines aktiven Schlagmeißels und Erarbeitung der Steuerungs- und meßtechnischen Einbindung in einen Schneidversuchstand.* Bochum : unveröffentlicht, 2012. S. 21.
128. **NORGREN MARTONAIR.** *Schlagzylinder M/3000 - Zylinder für hohe Schlagkräfte (2.3.113).* s.l. : Firmenschrift, 2006. S. 4, Technische Dokumentation.
129. **NORGREN.** *M/3000 Schlagzylinder.* [www.norgren.com/info/de1-223](http://www.norgren.com/info/de1-223) : Firmenschrift, 2009. S. 3. OEM\_de1-223.
130. **Heyne, K.-H.** *Die Anwendung gesteinsmechanischer Festigkeits-, Verformungs-, Härte- und Bruch-Untersuchungen sowie multivarianter statistischer Analysen bei der Ermittlung der Gesteins-Gewinnbarkeit.* Weimar, Universität : Dissertation B, 1977.

131. **Ehler, A.** Zum Abbauvorgang mit Continuous Surface Miner. *Wissensportal: Baumschine.de*. 2003.
132. **Roxborough, F.F., King, P. und Pedroncelli, E.J.** Tests on the cutting performance of a continuous miner. *Journal of the South African Institute of Mining and Metallurgy*. Jan 1981, S. 9-25.
133. **Mahnert, U., Gerhardt, H. und Bellmann, A.** Untersuchungen zur Gesteinszerspannung mit Rundschaftmeißeln im Hinblick auf die rechnergestützte Meißelbestückung und Dimensionierung von Teilschnittgewinnungsorganen. *Neue Bergbautechnik*. 18 (1988) Nr.10, S. 375-381.
134. **Driesch, S.** *Schneidtechnische Untersuchungen am Querschneidkopf einer Teilschnitt-Vortriebsmaschine*. Clausthal : Diss., Technische Universität, 1993.
135. **Popov, S.N.** Issledovanie vliyaniya vneschnih uslovii na iznosostoičnost rezcov dorognoi frezi. *Nowie materialy i tehnologii v metallurgii i maschinostroenii*. 2007, S. 25-29. (Russisch).
136. *Entwicklungsstand der Schneidtechnik von Teilschnitt-Strecken-vortriebsmaschinen*. **Kleinert, Heinz-Werner**. 15/16, 1989, Glückauf, Bd. 125, S. 907-911.
137. **Trockner, J. und Wagner, H.** Neuere Erkenntnisse auf dem Gebiet der zerspanenden Gewinnung von Festgesteinen. *Felsbau*. 16 (1998) Nr.5, S. 342-347.
138. **Gruschwitz, I.** *Untersuchungen zur Abhängigkeit des spezifischen Schneidwiderstandes von der seismischen Wellengeschwindigkeit*. Freiberg, Technische Universität : unveröffentlichte Diplomarbeit, 1989.
139. **Poole, R.W. und Farmer, I.W.** Consistency and Repeatability of Schmidt Hammer Rebound Data During Field Testing. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech.* 17 (1980), S. 167-171.
140. **Cerchar - Centre d'Etudes et Recherches de Charbonnages de France.** *The Cerchar Abrasivity Index*. Verneuil : s.n., 1986.
141. **DIN Deutsches Institut für Normung e.V.** DIN EN 1926 Prüfverfahren für Naturstein – Bestimmung der einachsigen Druckfestigkeit. Berlin : Beuth, 2006.
142. **Thuro, Kuroschi.** *Die neue Empfehlung Nr. 5 des AK 3.3 der DGGT e.V. - Punktlastversuche an Gesteinsproben*. München : s.n., 2009.
143. **Bräutigam, T., Knöchel, A. und Lehne, M.** Prognose der einaxialen Druckfestigkeit und Steifigkeit von Festgesteinen auf der Basis von Punktlastversuchen und Durchschallung. *Otto-Graf-Journal*. 9 (1998), S. 61-79.



144. **Tiryaki, B. und Li, X.** Rock cutting and modelling, Cutterdrum design and Automated rapid development via Rock cutting. *Mining Magazine Congress*. 10.+11.. November 2010, S. 28.
145. **Bilgin, Nuh.** *Investigation into the mechanical cutting characteristics of some medium and high strength rocks*. Newcastle : Diss., University of Newcastle upon Tyne, 1977.
146. **Frenyo, P. und Lange, W.** Die Auslegung von Schneidköpfen für optimale Löseleistung. *Glückauf*. 1993 (129), S. S. 524-532.
147. **Spanos, Polrhoneis-Thomas D.** Chapter 3.2: Drilling vibrations. [Hrsg.] Bernt Aadnoy, et al. *Advanced Drilling and Well Technology*. Richardson, TX (USA) : Society of Petroleum Engineers, 2009, S. 879.
148. **Epiroc.** *Reference Book: Drilling in surface mining, quarrying and construction*. Stockholm : Epiroc, 2019. Epiroc printed matter no. 9868 0175 93.
149. **Schouwstra, R. P., Kinloch, E. D. und Lee, C.A.** A Short Geological Review of the Bushveld Complex. *Platinum Metals Review*. 44 (2000) Nr.1, S. 33-39.
150. **Dillmann, O. O.** Geowissenschaftlicher Dienst. [Online] 18. 03 2013. [Zitat vom: 09. 07 2014.] <http://www.geodienst.de/>.
151. *Porphyry copper mineralisation of western USA*. **White, A.J.R.** University of Melbourne : s.n., 2004. The Ishihara Symposium: Granites and Associated Metallogensis.
152. **Kroll, T, Müller, D. und Seifert, T.** *Petrology and geochemistry of the shoshonite-hosted Skouries porphyry Cu-Au deposit*. Chalkidiki, Griechenland : Springer-Verlag, 2001.
153. **Schorn, Stefan.** Mineralienatlas - Grasberg Mine. [Online] Stefan Schorn, 1999-2016. [Zitat vom: 03.. 04. 2016.] <http://www.mineralienatlas.de/?l=5421>.
154. **Abraxas Stone Experts GmbH.** Abraxas Stone Experts - die größte Natursteindatenbank weltweit. [Online] 2013. [Zitat vom: 10. 07 2014.] India Black. <http://www.naturstein-datenbank.de/>.
155. **Dillmann, O.** Der Ruhrsandstein. *Naturstein*. 53, 1998, S. 62 - 67.
156. **Bilgin, N., Balci, C. und Eskikaya, S.** Full Scale and Smale Scale Cutting Tests for Equipment Selection in a Celestite Mine. *NATO TU-Excavation Project - Development of rapid excavation technologies for the turkish mining and tunneling industries*. Istanbul Technical University : Sinasi Eskaya, 2000, S. 59-67.
157. **Speight, H.E.** Observations on drag tool excavation and the consequent performance of roadheaders in strong rock. *The AusIMM Proceedings*. s.l. : The Australian Institute of Mining and Metallurgy, 1997, S. 17-32.

158. **Roxborough, F.F.** Multiple pass sub-interactive rock cutting with picks and discs. *Proceedings Conference on Advanced Rock Excavation*. London : The Institution of Mining and Metallurgy, S. 183-191.
159. **Copur, H., et al.** A set of indices based on indentation tests for assessment of rock cutting performance and rock properties. *The Journal of the South African Institute of Mining and Metallurgy*. November 2003, S. 589-600.
160. **Copur, H.** Linear stone cutting tests with chisel tools for identification of cutting principles and predicting performance of chain saw machines. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*. 47 (2010), S. 104-120.
161. **Copur, H., et al.** Specific energy as a criterion for the use of rapid excavation systems in Turkish mines. *Transactions of the Institution of Mining and Metallurgy, Section A: Mining Technology*. November 2001, S. 149-157.
162. **Laue, Axel.** *Schnittkraftuntersuchungen an Hartsalz [...]Einfluß des Verschleißzustandes[...]sowie des Rippenbruchfaktors*. Freiberg : Bergakademie Freiberg: unveröffentlicht, 1992. Diplomarbeit.
163. **Seifert, Michael.** *Bestimmung günstiger Arbeitsparameter eines Rundschaftmeißels zur Verbesserung der Wirtschaftlichkeit des Einsatzes der Vollschnittmaschine URAL 20 KS(A)*. Freiberg : Bergakademie Freiberg, 1990.
164. **Eskikaya, S, Bilgin, N und Dincer, T.** A Model to predict the cutting performance of rapid excavation systems. *NATO TU-Excavation Project SfS Programme - Development of rapid excavation technologies for the turkish mining and tunneling industries*. Istanbul Technical University : Sinasi Eskikaya, 2000, S. 93-99.
165. **Fedulov, A.I.** Two Schemes of percussive fracture of brittle materials. *Mechanization and Automation in Mining - Soviet Mining*. 13 (1977) Nr. 6, S. 587-590.

## Abkürzungs- und Formelverzeichnis

Kurzform	Beschreibung	Einheit
$\alpha$	Freiwinkel	[°]
$\beta$	Keilwinkel	[°]
$\gamma$	Spanwinkel	[°]
$\gamma_1$	Über 90° hinausgehender Umschlingungswinkel des Stoßes bzgl. des Schneidkopfes	[°]
$\delta$	Anstellwinkel	[°]
$\varepsilon$	Drehwinkel	[°]
$\varepsilon_s$	Stauchung	[mm/m]
$\zeta$	Bruchwinkel der durch den Schlag geschaffenen Freifläche gegenüber der Schnittspur	[°]
$\eta_G$	Wirkungsgrad der Gesteinszerstörung bzw. des Meißeleinschlages	[%]
$\eta_{\text{Ges}}$	Gesamtwirkungsgrad der Energieübertragung. Verhältnis der am Gestein verrichteten Arbeit und der an der Maschine benötigten Energie.	[%]
$\eta_Q$	Durchschnittlich nutzbarer Anteil der Gewinnungsleistung	[-]
$\eta_s$	Wirkungsgrad des Schlages	[%]
$\eta_{sK}$	Wirkungsgrad des Schlages - abgeschätzt durch Messung der Kolbengeschwindigkeit	[%]
$\eta_t$	Durchschnittlich Nutzbarer Anteil der Produktionszeit	[-]
$\eta_z$	Wirkungsgrad des Zylinders	[%]
$\kappa$	Spanmodul = Spurb Abstand/Spantiefe	[-]
$\kappa_1$	Konstante der polytropen Zustandsänderung	[-]
$\lambda$	Faktor der Strukturschwächung des Gesteins durch Schläge	[-]
$\lambda_{TB}$	Quotient der spezifischen Energie eines optimal teilblockierten Schnittes bezogen auf die spezifische Energie eines vollblockiertes Schnittes	[%]
$\rho$	Dichte	[g/cm <sup>3</sup> ]
$\sigma$	Spannung bzw. Festigkeit	[MPa]
$\sigma_D$	Druckfestigkeit	[MPa]
$\sigma_z$	Zugfestigkeit	[MPa]
$\varphi$	Aktueller Rotationswinkel des Meißels	[°]
$\psi_2$	Umschlingungswinkel des Gesteins bzgl. des Längsschneidkopfes	[°]
$\omega$	Winkelgeschwindigkeit	[s <sup>-1</sup> ]

Kurzform	Beschreibung	Einheit
A	Fläche	[m <sup>2</sup> ]
A <sub>1</sub> , A <sub>2</sub>	Querschnitt der Stirnfläche eines Stabes	[m <sup>2</sup> ]
A <sub>Span</sub> ( $\bar{A}_{Span}$ )	Spanquerschnitt (durchschnittlich)	[mm <sup>2</sup> ]
$\bar{A}'_{Span}$	Normierter Spanquerschnitt	[mm <sup>2</sup> ]
A <sub>Strecke</sub>	Streckenquerschnitt	[m <sup>2</sup> ]
a	Über den Radius des Schneidorgans hinausgehende, geschnittene Mächtigkeit	[m]
a	x-Koordinate des Kreismittelpunktes	[m]
a <sub>K</sub>	Spezifischer Meißelverschleiß nach A. Keller	[g/km]
a <sub>Sg</sub>	Schlagabstand – Distanz zwischen aufeinander folgenden Einschlägen des Meißels im Gestein	[mm]
a <sub>Spur</sub>	Spurabstand – Distanz zwischen benachbarten Schnitt- oder Schlagspuren	[mm]
b	Geschnittene Breite einer Schneidwalze; entspricht der Länge entlang ihrer Rotationsachse	[m]
b	y-Koordinate des Kreismittelpunktes	[m]
CAI (CAI <sub>s</sub> )	Cerchar Abrasivity Index (sägerau)	[x10 <sup>-1</sup> mm]
c <sub>0</sub>	Schallgeschwindigkeit im Material	[m/s]
D	Durchmesser	[m]
d <sub>Schnittspuren</sub>	Senkrechter Abstand zwischen der Spanebene vor dem Schnitt und einer neuen Schnittspur. Per Definition in dieser Arbeit = Spantiefe	[m]
d <sub>i</sub>	Einschnitttiefe in Abhängigkeit des Spanmoduls nach Evans	[-]
E <sub>1</sub> (E <sub>2</sub> )	E-Modul von Körper 1 (2)	[MPa]
E <sub>kin</sub> (E <sub>kin,Kolben</sub> ) [E <sub>kin,Meißel</sub> ]	Kinetische Energie (des Schlagkolbens) [des Meißels]	[J]
E <sub>pot</sub> (E <sub>pot,Zylinder</sub> )	Potenzielle Energie (des Schlagzylinders)	[J]
E <sub>Prell</sub>	Prellenergie – Mindesteinzelschlagenergie, die durchschnittlich aufgewendet werden muss um ein Ausbruchvolumen zu erzeugen	[J]
E <sub>spez</sub>	spezifische Energie einer Maschine zur Gewinnung von Gestein	[MJ/m <sup>3</sup> ]
E <sub>Schlag</sub> (E <sub>Schlag,max</sub> )	Einzelschlagenergie (maximal)	[J]
E <sub>W</sub>	Wellenenergie	[J]
F	Allgemeine Bezeichnung der Kraft	[N]
F	Abrasionsindex nach Schimazek und Knatz	[N/cm]
F <sub>A</sub> [F <sub>A,max</sub> ]	Andruckkraft eines Meißels [maximale...]	[N]
F <sub>i</sub>	Initiale Kraft beim Stoß	[N]

Kurzform	Beschreibung	Einheit
$F_r$	Reflektierte Kraft aufgrund eines Impedanzsprunges	[N]
$F_s (\bar{F}_s) [F_{s,max}]$	Schnittkraft eines Meißels (durchschnittliche... während eines Schnittes) [maximale...]	[N]
$F_{s,Ges}$	Gesamtschnittkraft	[N]
$F_{Sei}$	Seitenkraft	[N]
$F_{Sp}$	Spankraft – Vektorsumme der Kräfte beim Spanen	[N]
$F_t$	Transmittierte Kraft nach Impedanzsprung	[N]
$F_x (\bar{F}_x) [F_{x,max}]$	Vorschubkraft eines Meißels (durchschnittliche... während eines Schnittes) [maximale...]	[N]
$F_{x,Ges}$	Vorschubkraft des Gewinnungsorgans	[N]
$F_y$	Seitliche Kraft eines Meißels	[N]
$F_z (\bar{F}_z) [F_{z,max}]$	Vertikalkraft eines Meißels (durchschnittliche... während eines Schnittes) [maximale...]	[N]
$F_{z,Ges}$	Vertikalkraft des Gewinnungsorgans	[N]
$F_{zul}$	Zulässige einzelne Kraftkomponente am Meißel. Je nach Gestein und Orientierung Schnittkraft, Andruckkraft oder Seitenkraft	[N]
$f (f_{max}) [f_{min}]$	Schlagfrequenz (maximale...) [minimale...]	[Hz]
$f_s$	spez. Schnittkraft	[N/mm <sup>2</sup> ]
$f_{Schlag}$	Schlagfrequenz	[Hz]
$h$	geschnittene Höhe/Mächtigkeit z.B. bei Surface Minern	[m]
$I$	Impedanz	[Nm/s]
ICR	Instantaneous Cutting Rate of roadheader – momentane Gewinnungsleistung der Teilschnittmaschine	[m <sup>3</sup> /h]
$I_s(xx)$	Punktlastindex für eine Fläche von $(xx)^2\text{mm}^2$	[MPa]
$k_1$	Proportionalitätsfaktor, Verhältnis aus Schnittkraft zu Spantiefe	[-]
$k_2$	Proportionalitätsfaktor zur Berechnung der Spankraft	[-]
$k_3$	Exponent der Spanfläche bei der Bestimmung der Spankraft	[-]
$k_{s/a}$	Verhältnis von Schnittkraft zu Andruckkraft. Gesteins- und geschwindigkeitsabhängig	[-]
$\Delta l$	Deformation des Massestückes	[m]
$l_0$	Länge der Kompressionszone des Schlagimpulses	[m]
$l_1$	Länge von Körper Nr.1 (schlagender Körper)	[m]
$l_E$	Eindringweg eines geschlagenen Meißels in Schlagrichtung	[m]
$l_{Span}$	Spanlänge	[m]
$l_{Spur}$	Länge der Schnittpur	[m]

Kurzform	Beschreibung	Einheit
$M_{\text{Ges}}$	Drehmoment des gesamten Schneidkopfes	[Nm]
$M(a,b)$	Allgemeine Beschreibung eines Kreismittelpunktes	[-]
$m$	Masse	[kg]
$m_1$	Masse von Körper 1	[kg]
$m$	Anstieg einer Gerade	[-]
$m_K$	Masse des Schlagkolbens	[kg]
$m_M$	Masse des Meißels	[kg]
NBR	Net Breakout Rate - Nettogewinnungsleistung	[m³/h]
$n$	Drehzahl	[min⁻¹]
$n$	Ordinate beim Schnitt mit der y-Achse	[-]
$n_M$	Anzahl der Meißel je Spur bzw. der Schaufeln je Spur	[-]
$n_{\text{Masch}}$	Anzahl der Maschinen	[-]
$n_{\text{SM}}$	Anzahl der Schneidmeißel	[-]
$n_S$	Anzahl der Schnittspuren auf dem Gewinnungsorgan	[-]
$P_{\text{Ges}}$	Leistung eines Schneidkopfes resultierend aus allen Einzelbelastungen der Meißel – kurz: Spanleistung	[kW]
$P_{\text{hyd}}$	Hydraulische Leistung	[kW]
$P_i$	Durchschnittliche Leistung eines Meißels beim Schnitt	[kW]
$P_{\text{Schlag}}$	Schlagleistung	[kW]
$p$	Impuls	[Ns]
$p_1$	Luftdruck im Schlagzylinder	[MPa]
$Q$	Momentane Gewinnungsleistung (Produktivität)	[m³/h]
RMCI	Rock Mass Cuttability Index – Index der Schneidbarkeit	[MPa]
$R_{pSg}$	Passiver Widerstand des Gesteins beim Schlag	[J/cm³]
$R_{pSt}$	Passiver Widerstand des Gesteins beim Schnitt	[N/mm]
RQD	Rock Quality Designation – Index der Qualität des Gebirgsverbandes	[-]
$r$	Radius	[m]
$r_s$	Radius der Schnittspuren	[m]
$S_1$	Tangentiale Spanlänge des Meißels durch den Schlag (Phase 1)	[m]
$S_2$	Tangentiale Spanlänge im geschwächten Gestein (Phase 2)	[m]
$S'$	Summierte tangentielle Spanlänge des durch den Schlag beeinflussten Bereichs	[m]
$s (s_{\text{max}}) [s_{\text{max};i}]$	Spantiefe (maximale...) [...des i-ten Meißels]	[m]

Kurzform	Beschreibung	Einheit
$s_{\max, \text{ges}}$	Maximale Penetration bzw. maximale gespannte Tiefe je Umdrehung	[m]
$T$	Periodendauer pro Umdrehung des Schneidrades	[s]
$\Delta t$	Zeitspanne	[s]
$t_d$	Zur Produktion vorgesehene Zeit pro Tag	[h/d]
$u_{\text{krit}}$	kritische Spangeschwindigkeit und somit maximal zulässige Spangeschwindigkeit	[m/s]
$V$	Volumen	[m <sup>3</sup> ]
$V_d$	Tagesproduktion	[m <sup>3</sup> /d]
$V_{\text{Span}}$	Spanvolumen	[m <sup>3</sup> ]
$v$	Geschwindigkeit. z.B. Marschgeschwindigkeit einer Maschine = radiale Geschwindigkeit des Gewinnungsorgans	[m/s]
$v_0$	Geschwindigkeitsdifferenz zweier Schlagpartner direkt vor dem Aufprall	[m/s]
$v_1$	Geschwindigkeit – translatorische Bewegung z.B. <ul style="list-style-type: none"> <li>Des Zentrums einer Schneidwalze</li> <li>Des Körpers Nr. 1 (stoßender Körper)</li> </ul>	[m/s]
$v_2$	Geschwindigkeit von Körper Nr. 2 (gestoßen)	[m/s]
$v_K$	Geschwindigkeit des Schlagkolbens	[m/s]
$v_{MS}$	Geschwindigkeit des Meißels nach dem Stoß	[m/s]
$v_r$	Geschwindigkeit der reflektierten Welle nach einem Impedanzsprung	[m/s]
$v_{T1}; v_{T2}$	Teilchengeschwindigkeit aufgrund des Zusammenstoßes zweier Körper <ul style="list-style-type: none"> <li>1=2: Beide Körper mit gleicher Impedanz</li> <li>2→∞: Die Impedanz von Körper 2 ist deutlich größer als die von Körper 1</li> <li>2→0: Die Impedanz von Körper 2 ist deutlich kleiner als die von Körper 1</li> </ul>	[m/s]
$v_t$	Geschwindigkeit der transmittierten Welle nach einem Impedanzsprung	[m/s]
$v_u (v_{u, \max})$	Umfangsgeschwindigkeit (maximal zulässig)	[m/s]
$v_x$	Geschwindigkeit in Verbiebsrichtung	[m/s]
$v_{\text{Vortrieb}}$	Durchschnittliche Vortriebsgeschwindigkeit pro Tag	[m/d]
UCS	Uniaxial Compressive Strength – einaxiale Druckfestigkeit	[MPa]
$W_L$	Lösearbeit	[J]
$w_L (w_{Lst}) [w_{LSg}]$	spez. Lösearbeit (beim Schneiden)[beim Schlagen]	[MJ/m <sup>3</sup> ]
$x$	x-Koordinate bzw. Achsenbezeichnung des Koordinatensystems - Schnittrichtung	[-]

Kurzform	Beschreibung	Einheit
x-y-Ebene	Spanebene - Späne liegen hier nebeneinander	[-]
x-z-Ebene	Schnittebene – Späne liegen hier untereinander	[-]
y	y-Koordinate bzw. Achsenbezeichnung des Koordinatensystems – in Schnittrichtung nach rechts	[-]
y-z-Ebene	Eingriffsebene – senkrechte ebene zur Schnittrichtung	[-]
z	Achsenbezeichnung des Koordinatensystems – vertikale Richtung	[-]



---

## Anhang

## Anhang A Patente aktivierter Lösetechniken

Beispielhafte Patente im Bereich der linearen, schwingenden Aktivierung:

*US3336082 vibrierender Ripper; US3367716 vibrierender Ripper; US2228445 vibrierende Baggerschaufel; US3084817 vibrierende Baggerschaufel; US2850815 vibrierende Frontschaufel; US3030087 vibrierender Hobel; US2443492 aktivierter Pflug; US2641173 aktivierter Pflug; US3030715 hochfrequent vibrierende Schneide eines Schürfkübelwagen; US3219388 aktivierter Betonaufreißer.*

Beispielhafte Patente im Bereich der mehrfachrotierenden Aktivierung:

*WO2012156842A2 Hardrock Roadheader; US7631942 aktivierter Schneidkopf; EP 1291490A2 aktivierter Schneidkopf; US7896445B2 aktivierter Schneidkopf; US3729056 aktivierte Teilschnittmaschine; US4796713 aktivierter Erdbohrer; WO1989000235A1 aktivierte Diske; US7490911 exzentrischer Schneidkopf; AU2001097105 exzentrischer Schneidkopf; Patent US 7,896,445 B2 aktivierter querrotierender Schneidkopf*

Beispielhafte Patente der schlagenden Aktivierung

*US4300802 Schlagkopfmachine; US1620201 Hammer; WO1999/032266 magnetischer Aktuator; WO1980001637A1 Impact Ripper; US1351425 pneumatische Schaufel; US1429786 Schlagbohrer; US1667546 Hammer; US2039679 Hammer, US2545245 Hammer; US1489319 Hammer; US1634623 Hammer; US1621103 Hammer; US1341944 elektrischer Abbaupammer; US2499620 aktiviertes Planierschild; US3065557 aktivierte Baggerschaufel; US3160217 mechanisch aktivierter Hammer*

## Anhang B Initiale Kraft beim Zusammenstoß zweier Körper gemäß Dutta (102)

Für die Formeln gelten folgende Indices

- $v_0$  = Differenzgeschwindigkeit vor dem Zusammenstoß
- 1 = stoßender Partner
- 2 = gestoßener Partner

Die folgenden Bedingungen müssen beim Zusammenstoß erfüllt sein:

1. Vom Stoß fortlaufende Teilchengeschwindigkeiten werden als positiv definiert

$$v_0 - v_{T1} = v_{T2}$$

2.  $F_1 = \rho_1 c_1 A_1 v_{T1} = \rho_2 c_2 A_2 v_{T2} = F_2 = F_i$  oder

3.  $F_1 = I_1 v_{T1} = I_2 v_{T2} = F_2 = F_i$

Herleitung der Teilchengeschwindigkeit aus Punkt 1. und 3.

$$I_1 v_{T1} = I_2 (v_0 - v_{T1}) = I_2 v_0 - I_2 v_{T1}$$

$$I_1 v_{T1} + I_2 v_{T1} = I_2 v_0$$

$$(I_1 + I_2) v_{T1} = I_2 v_0$$

$$v_{T1} = \frac{I_2}{(I_1 + I_2)} v_0$$

Mit Ersetzung  $\frac{I_2}{I_1} = \alpha$  folgt:

$$v_{T1} = \frac{\frac{I_2}{I_1}}{\frac{I_1}{I_1} + \frac{I_2}{I_1}} v_0 = \frac{\alpha}{1 + \alpha} v_0 = v_{T1}$$

$v_{T1}$  ist die Teilchengeschwindigkeit des stoßenden Körpers aufgrund des Zusammenstoßes. Sie ist der Bewegung des stoßenden Körpers entgegen gerichtet. Die Beschreibung der Herleitung ist Dutta (102)1967 zu entnehmen.

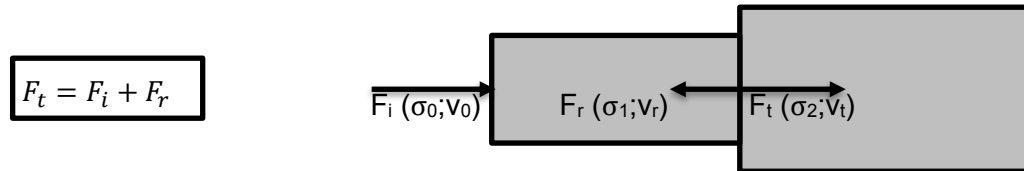
Herleitung der initialen Kraft und Spannung unter Verwendung der Teilchengeschwindigkeit

$$F_i = I_1 v_{T1} = I_1 * \frac{I_2}{I_1 + I_2} v_0 = F_i$$

$$\sigma_{i,1} = \frac{F_i}{A_1}$$

## Anhang C Herleitung von Reflektion und Transmission bei Impedanzänderung gemäß Dutta (99)

Trifft die initiale Kraft eines Stoßes  $F_i$  während ihrer Bewegung durch einen Körper auf eine Veränderung der Impedanz  $I$ , ergeben sich Teilreflektionen. Dabei muss laut Dutta gelten:



Die Kräfte ergeben sich gemäß:

$$F_i = \sigma_0 A_1 = \rho_1 c_1 A_1 v_0 = I_1 v_0$$

$$F_r = \sigma_1 A_1 = \rho_1 c_1 A_1 v_r = I_1 v_r$$

$$F_t = \sigma_2 A_2 = \rho_2 c_2 A_2 v_t = I_2 v_t$$

Die Geschwindigkeiten verhalten sich gemäß:

$$v_0 - v_r = v_t$$

Ersetzung der Kräfte durch die zugrunde liegende Impedanz und Teilchengeschwindigkeit.

$$F_t = F_i + F_r$$

$$I_2 v_t = I_1 (v_0 + v_r)$$

Die Impedanzen werden zur Vereinfachung zusammengefasst und durch  $\alpha$  ersetzt

$$\frac{I_2}{I_1} v_t = (v_0 + v_r)$$

$$\frac{I_2}{I_1} = \alpha$$

Davon ausgehend lassen sich  $v_r$  und  $v_t$  berechnen.

$$\alpha v_t = v_0 + v_r$$

$$\alpha v_t = v_0 + v_r$$

$$\alpha(v_0 - v_r) = \alpha v_0 - \alpha v_r = v_0 + v_r$$

$$\alpha v_t = v_0 + v_0 - v_t$$

$$\alpha v_0 - v_0 = v_r + \alpha v_r$$

$$\alpha v_t + v_t = 2v_0$$

$$v_0(\alpha - 1) = v_r(1 + \alpha)$$

$$(\alpha + 1)v_t = 2v_0$$

$$v_r = \frac{(\alpha - 1)}{(\alpha + 1)} v_0$$

$$v_t = \frac{2}{\alpha + 1} v_0$$

Mit Hilfe der Teilchengeschwindigkeiten lassen sich nun die Kräfte bestimmen.

$$F_r = I_1 v_r = I_1 * \frac{(\alpha - 1)}{(\alpha + 1)} v_0 = \frac{(\alpha - 1)}{(\alpha + 1)} F_i$$

$$v_t \frac{I_2}{I_1} = \frac{2}{(\alpha + 1)} v_0 \frac{I_2}{I_1} \Rightarrow \frac{F_t}{I_2} = \frac{2}{(\alpha + 1)} \frac{F_i}{I_1}$$

$$F_r = \frac{(\alpha - 1)}{(\alpha + 1)} F_i$$

$$F_t = \frac{2}{(\alpha + 1)} \frac{I_2}{I_1} F_i = \frac{2\alpha}{(\alpha + 1)} F_i$$

$$F_r = \frac{\frac{I_2}{I_1} - 1}{\frac{I_2}{I_1} + 1} F_i = \frac{I_2 - I_1}{I_2 + I_1} F_i$$

$$F_t = \frac{2 \frac{I_2}{I_1}}{\frac{I_2}{I_1} + \frac{I_1}{I_1}} F_i = \frac{2I_2}{I_2 + I_1} F_i$$

Die Ergebnisse im Überblick:

$$v_r = \frac{\alpha - 1}{\alpha + 1} v_i$$

$$v_t = \left( \frac{2}{1 + \alpha} \right) v_i$$

$$F_r = \frac{\alpha - 1}{\alpha + 1} F_i$$

$$F_t = \left( \frac{2\alpha}{1 + \alpha} \right) F_i$$

## Anhang D Prognose der Gewinnungsleistung

Druckfestigkeit [MPa]		10	20	30	40	50	60	70	80	90	100	110	120	130	140	150	160	170	180	190	200	210	220	230	240	250	260	270	280
Metamorphit	Quarzit																												
	Serpentinit																												
	Gneis																												
	Andalusite																												
	Marmor																												
	Talk																												
Magmatit	Basalt																												
	Basalt Lava																												
	Diabas																												
	Granit																												
	Tuffiges Gestein																												
	Tuff																												
Sedimentit	Grauwacke																												
	Sandstein																												
	Eisenerz																												
	Bauxit																												
	Dolomit																												
	Kalkstein																												
	Konglomerat																												
	Tonschiefer																												
	Phosphat																												
	Gips																												
	Steinsalz																												
	Steinkohle																												
	Braunkohle																												

Bergbauanwendung  
 Abbaubar unter bestimmten Voraussetzungen wie z. B. Baugewerbe  
 Derzeit nicht mit CSM schneidbar

Abb. D-1: Anwendbarkeit der Continuous Surface Miner Technik nach der Druckfestigkeit (25)

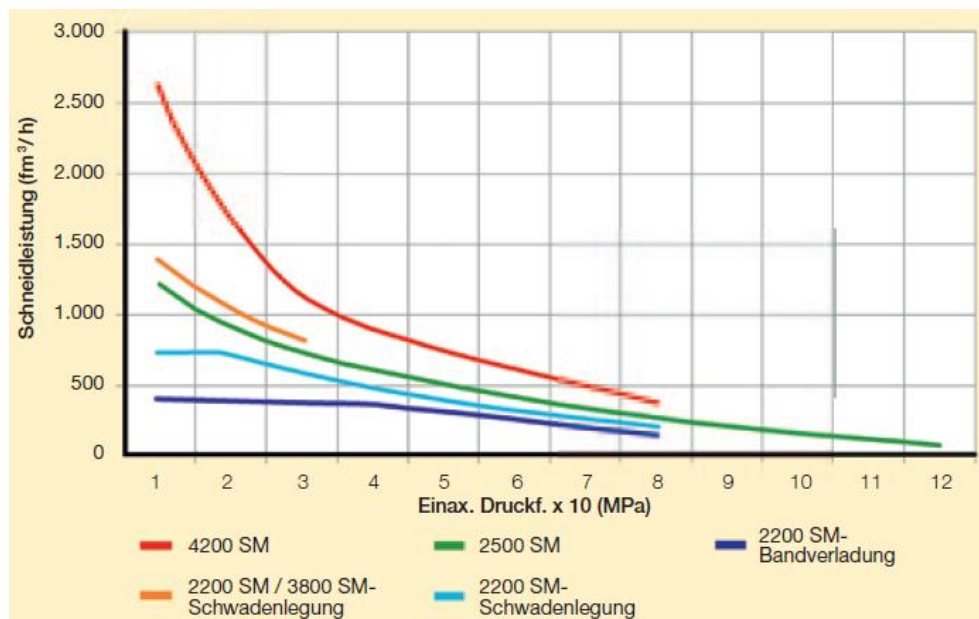


Abb. D-2: Prognostizierte Gewinnungsleistung von Wirtgen Surface Minern (25)

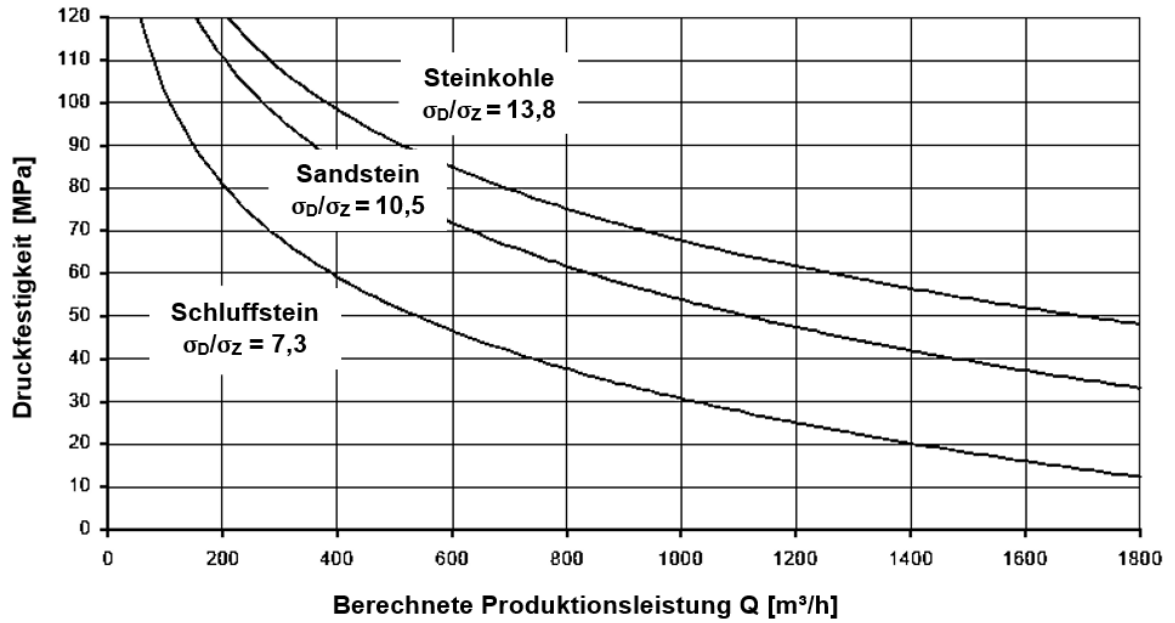


Abb. D-3: Gewinnungsleistung des Krupp Surface Miner 2000 in unterschiedlichen Gesteinen (26)

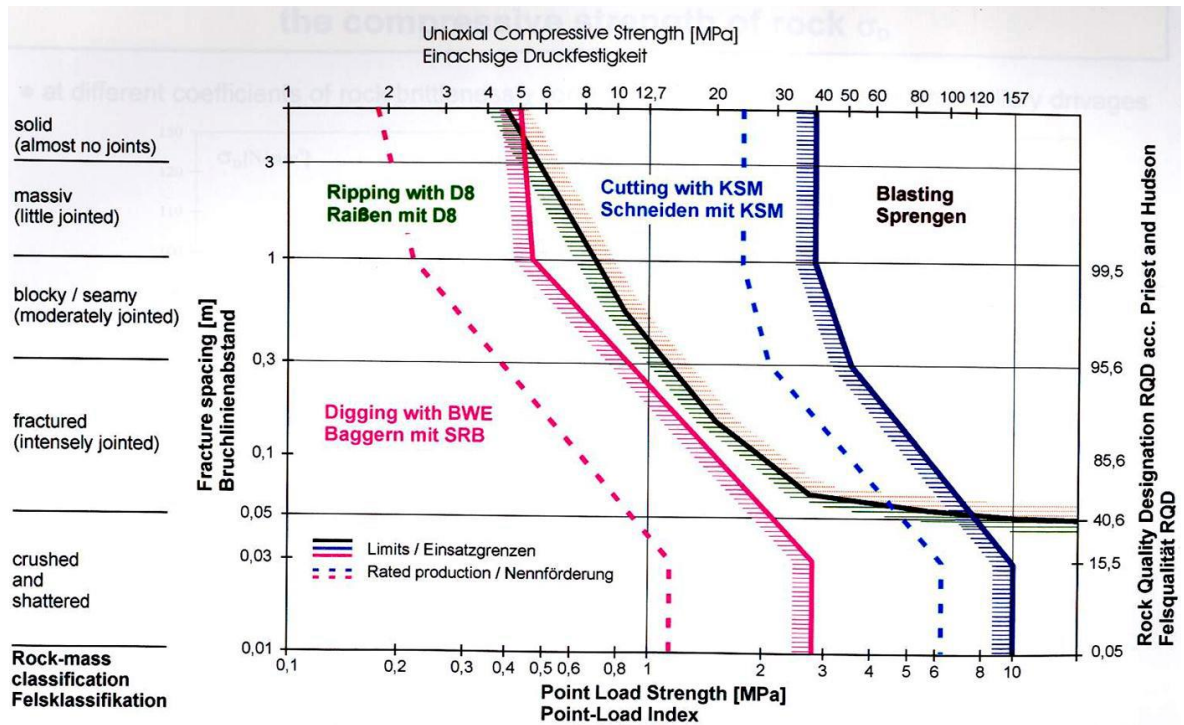


Abb. D-4: Anwendungsfelder von Tagebautechnologien nach Krupp Fördertechnik

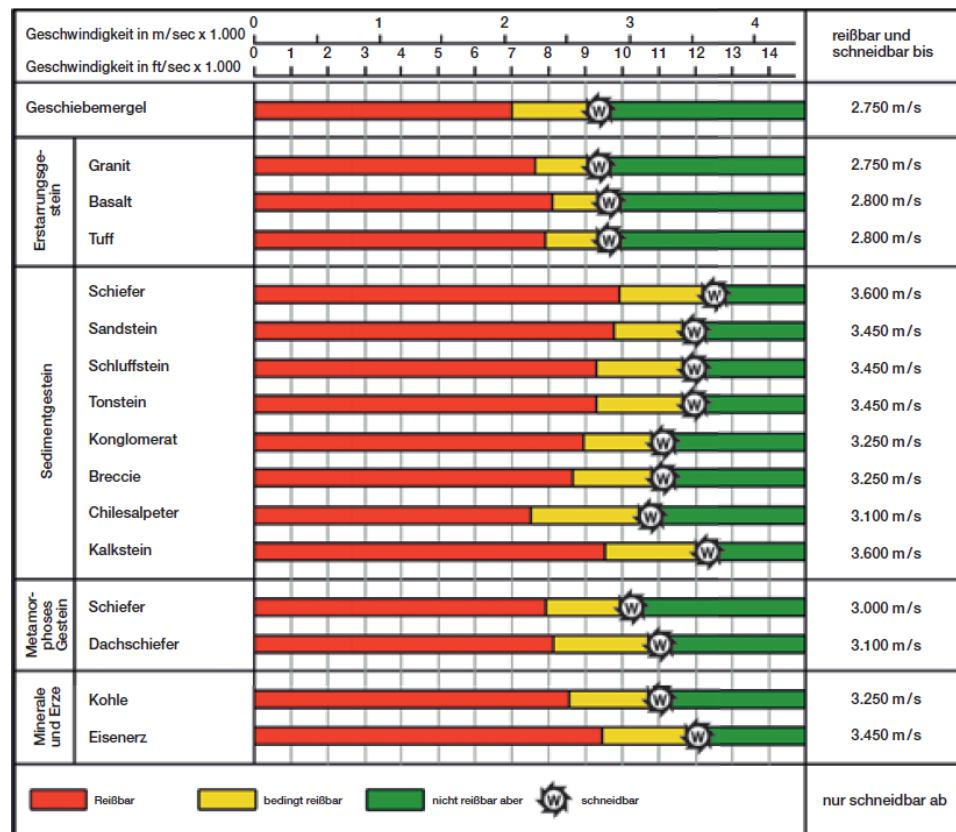


Abb. D-5: Gewinnbarkeit von Gesteinen nach Wirtgen (25)

## Meißelverschleiß

- Massives Gestein, höchst abbrassiv
- Grobklüftiges Gestein, hoch abbrassiv
- Feinklüftiges Gestein, gering abbrassiv
- Loses Gestein, nicht abbrassiv

## Anmerkung:

Die gezeigten Fräsmeißel-Verschleißwerte beziehen sich auf die 2200 SM mit 35 mm Linienabstand. Als Referenzmeißel wurde ein Meißel mit einer zylindrischen Hartmetallspitze mit 15 mm Durchmesser zu Grunde gelegt. Loses Gestein ist definiert als fragmentiertes oder geschichtetes Gestein mit Bruch-/Schichtabstand von kleiner als 5 cm. Massives Gestein ist definiert als Gestein mit Bruch-/Schichtabstand von mehr als 50 cm. Bei massivem Gestein wurden bis zu 10% SiO<sub>2</sub> Anteil berücksichtigt.

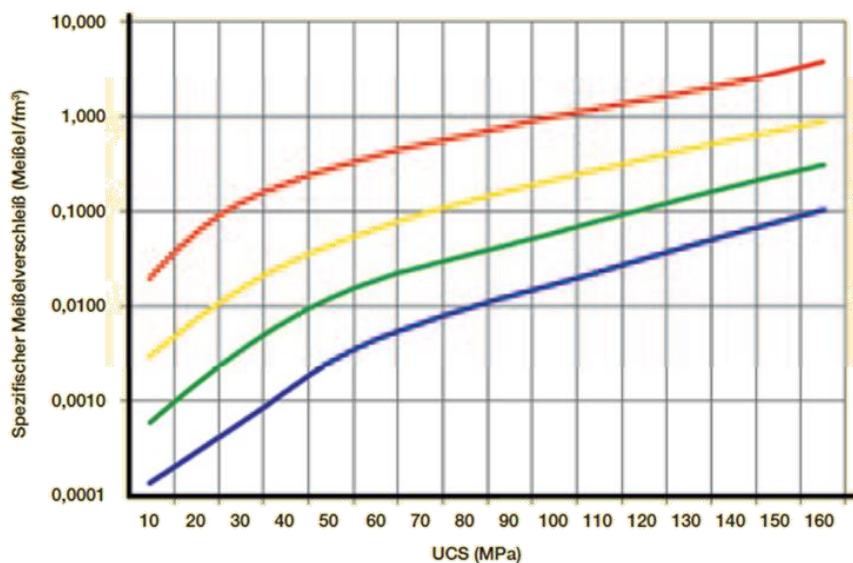


Abb. D-6: Prognose des Meißelverschleißes nach Wirtgen



## Anhang E Zusammenhang der Gesteinsauswahl mit den Einsatzgebieten

### **PGE-Lagerstätten** (Platin Gruppen Elemente)

PGE-Lagerstätten wie der Bushveld Komplex, Great Dyke oder Sudbury sind an (ultra)basische Gesteine gebunden. Dazu gehören Gesteinsarten wie: Peridotit, Pyroxenit, Anorthosit, Gabbro und Norit. Das Merensky Reef des Bushveld Komplexes enthält nach Schouwstra (149) z.B. ca. 60 % Orthopyroxen, 20 % Plagioklas, 15% Pyroxen und 5 % Phlogopit und gelegentliche Einschlüsse von Olivin. Das Gestein wird als Gabbro-Norit bezeichnet. Generell werden die assoziierten Gesteine auf der rechten Seite des Streckeisen-Doppeldreiecks, also mit einem sehr geringen Anteil an Quarz und Feldspat eingeordnet. Stellvertretend für ultrabasische Gesteine wird ein Gestein mit der Handels-bezeichnung „India Black Premium“ (India Black, Nero India) gewählt. Dabei handelt es sich um eine Übergangsform des Gabbros zum Basalt (150) mit einem feineren Gefüge als Gabbro. Auf diese Weise soll bei ähnlichem Mineralbestand gegenüber derartigen Lagerstätten ein höherer Widerstand im Schneid- und Schlagprozess erreicht werden.

### **Steinkohlelagerstätten** mit Störungen durch Ganggesteine

Steinkohlenbergwerke mit Ganggesteinen werden z.B. von *BHP Billiton* in *Illawara (Australien)* betrieben. Hier bestehen die Gänge aus Nephelin-Syenit (16); im *Midland Valley (Schottland)* (17) und im *Witbank Coalfield (Mpumalange Province; Republik Südafrika)* (18) aus Dolerit. Bei Dolerit handelt es sich nach Dillmann (150) um ein häufig gangbildendes Gestein, welches z.B. im Karroo-System in Südafrika ein teilweise intrusives, teilweise extrusives Zwischenglied von Tholeiitbasalt und Gabbro darstellt. Damit ist es körniger als Tholeiitbasalt. Er gibt an, dass ein solches Gestein unter dem Handelsnamen „*Indisch schwarz*“ gehandelt wird. Da sowohl Bildungsbedingungen als auch Benennung im Handel auf gleiche Gesteine hindeuteten, wurde „India Black Premium“ in dieser Arbeit auch als Stellvertreter für Ganggesteine in Kohlelagerstätten gewählt.

**Blockbruchbau** (Kupfer-Gold-, Kupfer-Molybdän-, Seltene Erden-Lagerstätten, etc.)

Für den Blockbruchbau geeignet sind z.B. Porphyries. Diese Imprägnationslagerstätten werden mit sauren bis intermediären Sub-Vulkaniten wie Graniten, Granodioriten und Monzoniten assoziiert. Dazu zählen mitunter der *Bingham Canyon (USA)* (151) und griechische Porphyry-Lagerstätten (152) welche mit Quarz-Monzonit und Monzonit assoziiert werden. Eine weitere Möglichkeit besteht, wie in *Grasberg (Indonesien)* in der Dominanz von Diorit (153). Der ebenfalls für den Blockbruchbau geeignete Karbonatit-Komplex in *Palabora (Südafrika)* kann auch Lamprophyr enthalten.

Diorite (150) sind meist klein- bis mittelkörnige, mesokrate Tiefengesteine bestehend aus den Hauptgemengeteilen Plagioklas (An 30 – 50 %) 30 – 60 % und Hornblende 20 – 35 %. Alkalifeldspat und Quarz fehlen häufig. Als Nebengemengeteile treten u.a. Biotit, Ilmenit und Magnetit auf. Aufgrund ihrer Bestandteile, Bildungsbedingungen und vor allem wegen der ähnlichen Druckfestigkeit und Rohdichte wird hier stellvertretend für einen zu gewinnenden Diorit ebenfalls das Gestein „Indisch Black Premium“ verwendet. Nach Abraxas können beide Gesteine z.B. über eine Rohdichte von 3 g/cm<sup>3</sup> und eine Druckfestigkeit von 300 MPa verfügen (154). Entsprechend der Assoziation von Porphyries mit Graniten, wird außerdem „Schlesischer Granit Hell“ (Cerna Voda, Schwarzwasser) gewählt. Es handelt sich nach Abraxas (154) dabei um einen mittelkörnigen, grauen Granit des Oberkarbons aus der Tschechischen Republik. Lamprophyr (150) ist eine Bezeichnung für fein- bis mittelkörnige, mesotype bis melanokrate Ganggesteine mit überwiegend gabbroider Zusammensetzung (Mikrogabbro). Sie bestehen vorwiegend aus Plagioklas, Alkalifeldspat, Amphibol, Pyroxen und Biotit. Stellvertretend hierfür wird der aus dem Perm stammende Lamprophyr aus der Lagerstätte in Sora - Sachsen/Deutschland gewählt.

**Infrastrukturprojekte**

Neben den im Bergbau identifizierten Zielbereichen sind Infrastrukturprojekte weltweit in enormem Umfang vorhanden. Die hier zu bearbeitenden Gesteine können natürlichen Ursprungs oder künstlich sein.




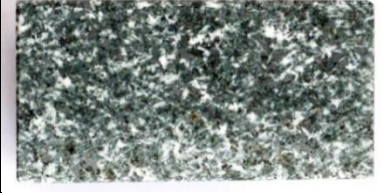

Stellvertretend für die große Anzahl an sedimentären Kalksteinen, wie sie im Straßen- und Tunnelbau aber auch um Salzlagerstätten anzutreffen sind, wird „Gohare Beige“ gewählt. Dabei handelt es sich nach Abraxas (154) um einen feinkörnigen, dichten, beigegrauen Kalkstein. Dieser besitzt eine hohe Festigkeit bei minimalem Quarzgehalt. Der gewählte Kalkstein und der schlesische Granit sollen demnach eine gute

Vergleichsmöglichkeit bzgl. der Abrasion bei ähnlichen Festigkeiten bieten. Ebenfalls unabhängig von konkreten Lagerstättenbedingungen wird ein geringfester Sandstein gewählt, um den Betrachtungsbereich hin zu geringen Festigkeiten zu vergrößern und somit die Bandbreite an Einordnungsmöglichkeiten zu erweitern. Bei dem gewählten „Teakwood Sandstone“ handelt es sich um ein Festgestein aus gerundeten bis kantigen Körnern, deren Durchmesser nach DIN 4022 zwischen 0,063 mm...2,0 mm betragen (155). Hauptsächlich besteht das Gestein aus Quarz (>75%) und besitzt eine gelbe Färbung sowie gerade, braune Streifen, die ihm die Erscheinung von Teakholz geben.


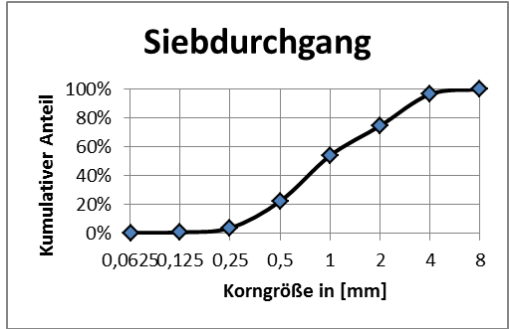
Neben den natürlichen Gesteinen soll ebenfalls Beton untersucht werden. Dieses Gestein ermöglicht, die Experimente anderen Ortes oder zu einem anderen Zeitpunkt nachvollziehen zu können. Bei dem gewählten Beton handelt es sich um C20/25 mit einer Zusammensetzung von 341 kg Zement, 118 l Wasser und 1846 kg feuchter Zuschläge. Der Zuschlag besteht aus einer gesiebten 0...4 mm Körnung eines Quarzkieses aus dem Elbtal, mit einer Reinheit von über 88% Quarz (vgl. Tab. F-2). Es ist davon auszugehen, dass ein Beton bzw. Mörtel bei dieser kleinen Körnung ein homogenes Verhalten aufweist.

## Anhang F Gewählte Gesteine

Tab. F-1: Natürliche Versuchsgesteine in dieser Arbeit

Bezeichnung	Bild	Technische Daten nach Abraxas (154) (ca. Angaben)
Sandstein		Teakwood Sandstone Rohdichte: 2,07-2,11 kg/dm <sup>3</sup> Druckfestigkeit: 41-63 N/mm <sup>2</sup> Biegezugfestigkeit: 7-11 N/mm <sup>2</sup> Herkunft: Indien
Kalkstein		Gohare Beige
Granit		Schlesiischer Granit Rohdichte: 2,7 kg/dm <sup>3</sup> Druckfestigkeit: 160-174 N/mm <sup>2</sup> Biegezugfestigkeit: 15,8 N/mm <sup>2</sup> Herkunft: Tschechien
Lamprophyr		Soraer Lamprophyr Rohdichte: 2,89 g/cm <sup>3</sup> Druckfestigkeit: 277 N/mm <sup>2</sup> Biegezugfestigkeit: 15,5 N/mm <sup>2</sup> Herkunft: Deutschland (Sora)
Basalt*		Indisch Black Premium Rohdichte: 3,0 kg/dm <sup>3</sup> Druckfestigkeit: 300 N/mm <sup>2</sup> Biegezugfestigkeit: 30 N/mm <sup>2</sup> Herkunft: Indien

Tab. F-2: Künstliches Versuchsgestein in dieser Arbeit

Beton		<div><h3>Siebdurchgang</h3><table><caption>Data points for Siebdurchgang</caption><thead><tr><th>Korngröße in [mm]</th><th>Kumulativer Anteil</th></tr></thead><tbody><tr><td>0,0625</td><td>0%</td></tr><tr><td>0,125</td><td>0%</td></tr><tr><td>0,25</td><td>~20%</td></tr><tr><td>0,5</td><td>~35%</td></tr><tr><td>1</td><td>~55%</td></tr><tr><td>2</td><td>~75%</td></tr><tr><td>4</td><td>~95%</td></tr><tr><td>8</td><td>~95%</td></tr></tbody></table></div>	Korngröße in [mm]	Kumulativer Anteil	0,0625	0%	0,125	0%	0,25	~20%	0,5	~35%	1	~55%	2	~75%	4	~95%	8	~95%
Korngröße in [mm]	Kumulativer Anteil																			
0,0625	0%																			
0,125	0%																			
0,25	~20%																			
0,5	~35%																			
1	~55%																			
2	~75%																			
4	~95%																			
8	~95%																			

## Anhang G Röntgenfluoreszenzanalyse

### RFA-Gerät

Hersteller: Niton

Messfleck auf Probe: Ø = 8mm

Typ: XL3t 980

Fehler abhängig vom Zählwert

Max. Röhrenspannung: 50kV

Ca. 11% bei 1.000

Röntgenröhre: Ag-Anode

Ca. 4% bei 10.000

Detektor: GOLDD (Silizium-Drift-Detektor)

Ca. 1,5% bei 100.000

**Tab. G-1: Mittelwerte der Elementanteile in ppm multipliziert mit dem jeweiligen Korrekturfaktor**

	Gestein	Beton	Sandstein	Kalkstein	Granit	Lamprophyr	Basalt
	Proben- anzahl	3	3	2	2	2	2
Element	Korrektur- faktor						
Al	0,76	11908	8214		50342	72826	71918
Ba	1,22	522	93	228	845	585	584
Ca	0,88	87123	2694	237295	5354	53439	65632
Cl	1	109	14	232	63	159	280
Cr	0,99			16	40	123	166
Cu	1,18					16	103
Fe	1,11	5277	2949	613	17698	68558	88220
K	1,23	8391			53702	11071	7772
Mn	0,77	194			306	682	1050
Nb	1,03	1			19	12	5
Ni	1					26	100
P	0,33	144	184		422	603	634
Pb	1,08	3			29		
Rb	1,82	34			265	23	34
S	0,48	2079	275	991	169	1479	498
Si	0,78	320144	442470	4448	396325	303662	307450
Sr	1,46	155	3	66	69	301	181
Ti	1,06	634	616	451	1190	6194	5522
V	0,72				42	156	262
Zn	1,38	31			19	80	93
Zr	1,19	45	135		152	156	85

## Anhang H Techn. Spezifikationen des Schneidversuchstandes

Tab. H-1: Technische Spezifikationen des Sonderhobelmaschine HXS1000-50

Baujahr			2008
Nennleistung		[kW]	60
Geschwindigkeit (max.)	x-Achse	[mm/s]	1750
	y-Achse	[mm/s]	7
	z-Achse	[mm/s]	16
Beschleunigung		[m/s <sup>2</sup> ]	10
zulässige Kräfte	x-Achse	[kN]	50
	y-Achse	[kN]	30
	z-Achse	[kN]	50
Probekörperabmessung (max.)	Länge	[mm]	600
	Breite	[mm]	1050
	Höhe	[mm]	500
Probengewicht (max.)		[kg]	1300
Anstellwinkel		[°]	15...90
Drehwinkel		[°]	-45...-45

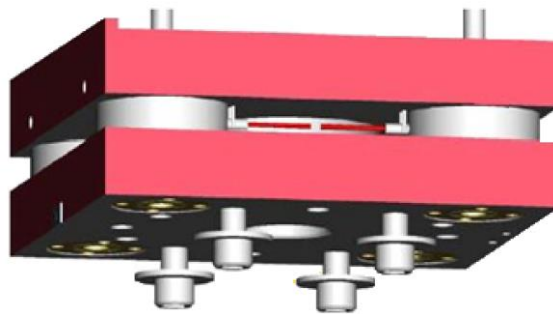


Abb. H-1: Kraftmesssystem - Dynamometer von Kistler Typ 9076B4 (120)

Das Dynamometer ist ein System aus zwei Stahlplatten mit einer Stärke von 5 cm, zwischen denen vier Kraftmessdosen (Kistler, Set: Typ 9076B4) eingesetzt und mit Dehnschrauben vorgespannt wurden. Die Kraftsensoren besitzen piezoelektrische, kapazitive Kristalle für die Aufzeichnung hoher Frequenzen und hoher Präzision bei geringster Beeinflussung durch eine Vorbelastung. Laut Aussage des Herstellers liegt die Eigenfrequenz durch die hohe Steifigkeit der Aufnehmer im hohen Kiloherzbereich. Die Sensoren werden über einen Messwertverstärker miteinander verschaltet und bieten dann für jede der drei Kraftkomponenten am Meißel je ein Spannungssignal zur Einspeisung in den Messcomputer an.

Die folgende Abbildung zeigt in rot die Abhängigkeit der mittleren Schnitt- und Andruckkraft gemäß Ausgabe aus dem DEWESoft Messsystem anhand eines 2 mm tiefen Schnittes in Granit. Es ist zu erkennen, dass die Schnittkraft stark schwankt, während die Andruckkraft etwa 4 kN und 8 kN erreicht. Die Messungen sind in diesem Fall scheinbar unabhängig.

Wird die Schnittkraft über die Dauer einer Schwingungsperiode des Versuchstandes gemittelt, wird dagegen die Abhängigkeit deutlich. Die Andruckkraft ist in diesem Fall 1,8-mal so hoch wie die Schnittkraft.

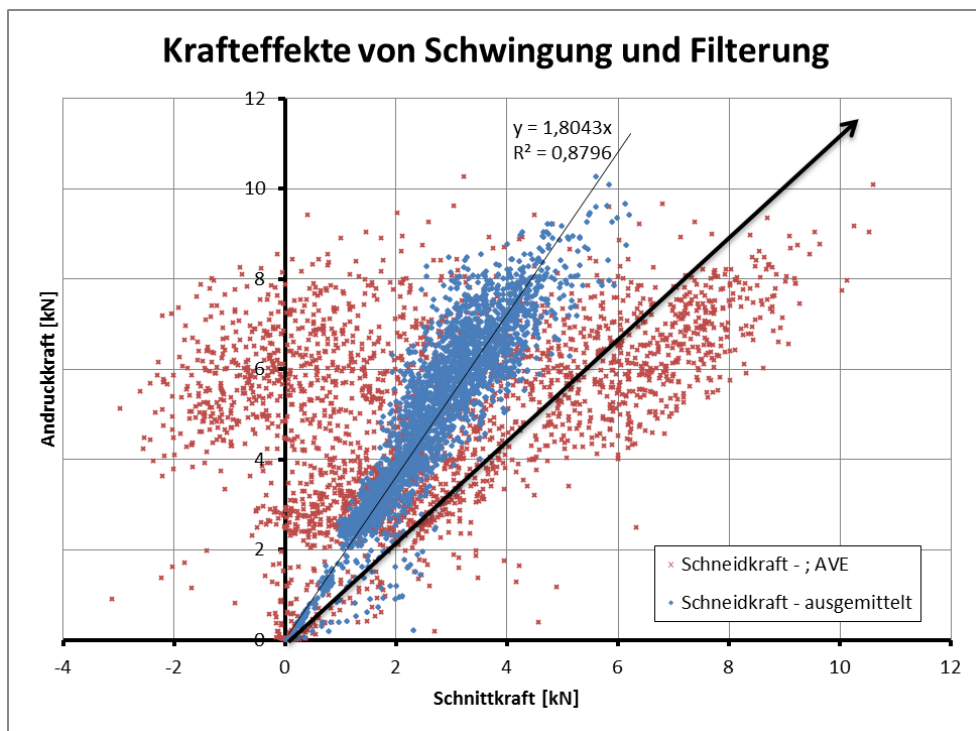


Abb. H-2: Krafteffekte von Schwingung und Filterung am Beispiel von Vorversuch "Granit\_test\_2mm\_1.dsd"

## **Anhang I    Software und Bilddokumentation**

### **DEWESOFT V6 & V7:**

Die Messwerte der Sensoren werden als Spannungssignal an die A/D-Messkarten des Mess-PC (DEWE5000) übertragen. Zur Datenaufnahme und -verarbeitung dient das Programm DEWESOFT. Während zu Beginn des Projektes die Version 6.6.5 verwendet wurde, kam aufgrund besserer Funktionalität, bald Version 7.0.6 zum Einsatz. Durch ein Upgrade von Version 6.6.5 auf Version 6.6.8 konnten die meisten der alten Dateien in die neue Version 7 übertragen werden. D.h. momentan liegen mehrheitlich Daten in V7 vor. Die Software zeichnet alle anliegenden Messsignale synchron auf. Das Spannungssignal jedes Kanals wird mittels 2 Punkten, also über einen linearen Zusammenhang aus Anstieg und Offset, auf den entsprechenden Realwert kalibriert. Die gemessenen Werte lassen sich ab Version 7 z.B. durch Statistik und Filter direkt in der Software nachbearbeiten und anschließend exportieren.

### **MANUWARE:**

Diese Software ist notwendig, um den Ladungsverstärker der Kraftaufnehmer anzusprechen bzw. erzeugt sie eine Signalverstärkung. Sie ist notwendig, um DEWESOFT die richtigen Kraft-Eingangssignale zu liefern. Ebenfalls kann hiermit die Messwertdrift erfasst werden.

### **EXCEL V2010:**

Excel dient in dieser Arbeit als Bindeglied und Kalkulationstool. Sämtliche Ergebnisse von unterschiedlichen Quellen wurden in Excel überführt und hier in Tabellen und Diagrammen zusammengefasst. Dies ermöglicht es, die Daten zu überblicken, auch ohne sich in die einzelne Fachsoftware einzuarbeiten.

### **SURFER V10:**

Auf Grundlage der Laserabtastung erzeugt das Programm, durch statistische Methoden, eine regelmäßige Oberfläche. In einem weiteren Schritt ist es dann möglich, das Volumen zwischen zwei Ebenen zu bestimmen. Aufgrund der teilweise sehr geringen Spantiefen wurden zusätzliche Vorbereitungsschritte der Daten notwendig, um innerhalb der streuenden Koordinaten eine präzise Volumenbestimmung durchzuführen. Dazu zählen der Ausgleich einer schräg verlaufenden Oberfläche, wie auch die Bestimmung der z-Bezugsebene beim Schnitt.



**PHOTRON FASTCAM VIEWER V3341:**

In einigen Versuchen wurden Aufnahmen mit einer Hochgeschwindigkeitskamera durchgeführt. Die Software diente sowohl zum Speichern der Daten, als auch zur Untersuchung von Einzelbildaufnahmen.

**Bilddokumentation:**

Zeichnungen, Skizzen, Detail- und Überblicksfotos werden genauso verwendet, wie Videos in Echtzeit oder Slow-Motion. Fotoaufnahmen erfolgten mit handelsüblichen Digitalkameras. Zur bildlichen Erfassung von schnell ablaufenden Vorgängen, wie dem Bruch von Gestein und mechanischen Schwingungen, wird eine Hochgeschwindigkeitskamera vom Typ Fastcam SA3 der Firma Photron verwendet. Mit ihr sind Farbaufnahmen mit bis zu 120.000 Bilder/s möglich. Mithilfe geeigneter Bezugspunkte lassen sich mechanische Schwingungen durch die Aufnahmen belegen und Wirkungsbereiche gegebenenfalls eingrenzen.

# Anhang J    Betek Meißel BSR112 - nicht maßstäblich

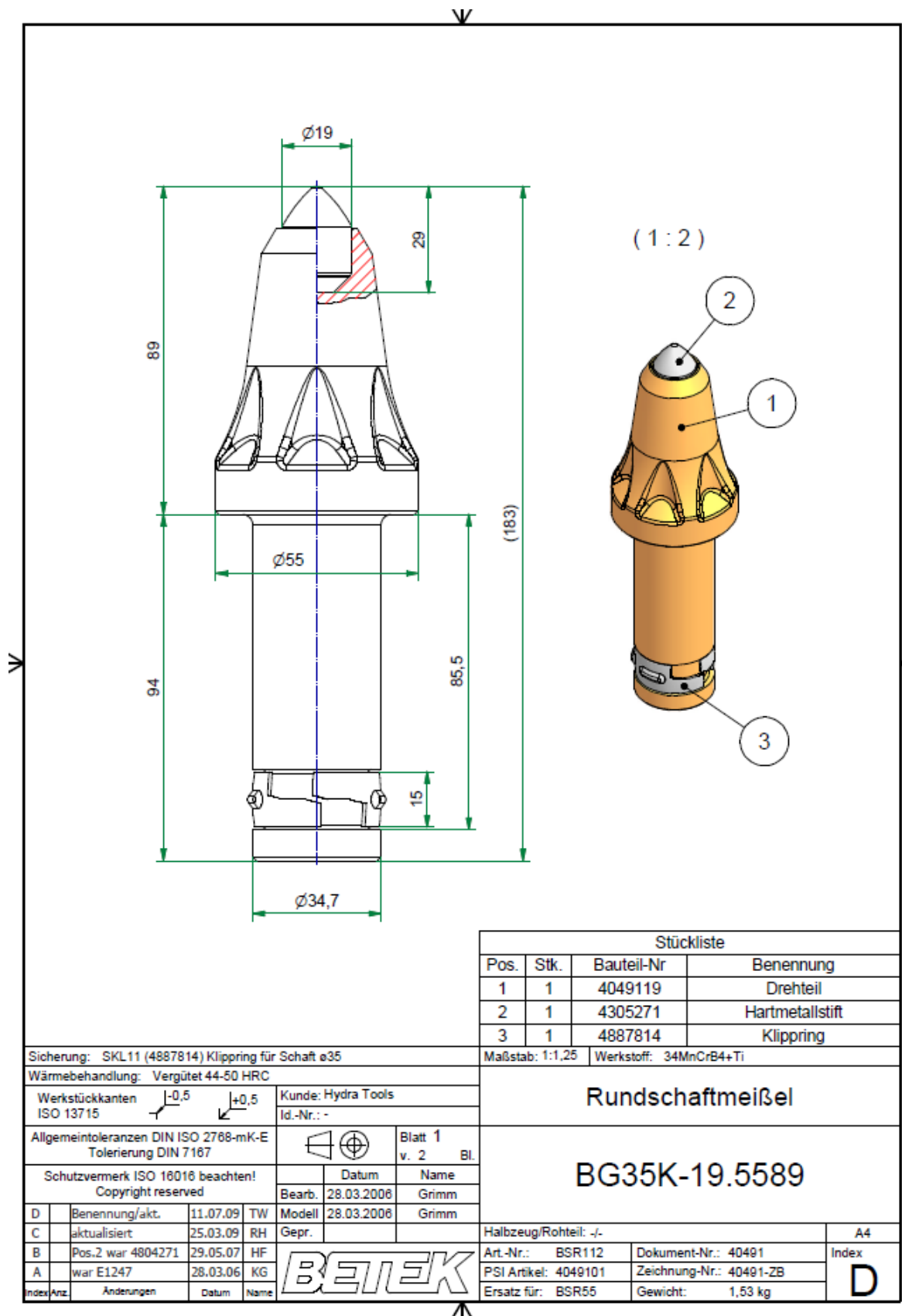


Abb. J-1: Betek Meißel BSR112 - nicht maßstäblich

## Anhang K Wirkungsgrad des Schlagapparates bei losem Ende des Meißels

Die beim Stoß von Kolben und Meißel in beiden Körpern erzeugte Druckwelle entfernt sich von der Kontaktstelle und erreicht als erstes Ende die Meißelspitze. Da sie hier auf keinen Widerstand trifft, wird sie als Zugwelle reflektiert. Sobald diese Welle die Kontaktstelle von Meißel und Schlagkolben erreicht hat, trennen sich beide Stoßpartner. Der Stoß zwischen Kolben und Meißel dauert ca. 84 Mikrosekunden (vgl. Formel (F.27)). Diese Zeit benötigt eine Stoßwelle mit einer Geschwindigkeit von 5200 m/s, um in Stahl die 218 mm Länge der Meißelbaugruppe hin und zurück zu durchlaufen. In dieser Zeitspanne besitzen Kolben und Meißel Kontakt zueinander. In dieser Zeit wird jedoch nur der Impuls des Schlagkolbens aus dem stoßnahen Bereich übertragen. Dieser Bereich lässt sich vereinfacht als zylindrischer Stab betrachten. Er hat die Länge des Meißels inkl. Opferkappe und einen Durchmesser entsprechend des Schlagkolbens von 45,5 mm. Da es im betreffenden Bereich des Schlagkolbens einen ca. 15 mm langen Einschnürungsbereich mit einem Durchmesser von 42,5 mm gibt, sind vom 12,2 kg schweren Schlagkolben **nur ca. 2,76 kg tatsächlich „schlagende Masse“**. Da der Impuls gleichmäßig über alle Masseelemente verteilt ist, stehen entsprechend des Massenverhältnisses von „schlagender Masse“ und Schlagkolben nur 22,6% des Impulses für die Übertragung zur Verfügung. Mit 2,72 kg ist die Meißelbaugruppe ähnlich schwer, wie die „schlagende Masse“.

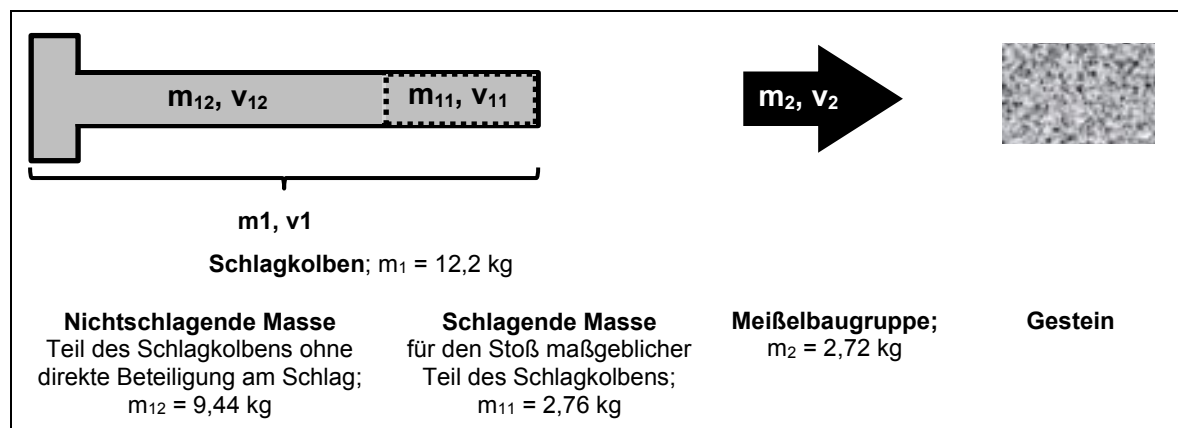


Abb. K-1: Wirkungsgrad des Schlagapparates bei losem Ende des Meißels

Gemäß der Impulserhaltung eines elastischen Stoßes, bewegt sich, aufgrund der Masseunterschiede, die Meißelbaugruppe nach dem Stoß, etwas schneller (+0,7%), als der Kolben vor dem Stoß (F.85). Der in der schlagenden Masse verbleibende Impuls von ca. 0,7% (F.86) und der in der nichtschlagenden Masse des Kolbens verbliebene Impuls von 77,4%, sorgen für dessen Vorwärtsbewegung. Da beide Bereiche zusammenhängen, gilt hier näherungsweise der Ansatz eines unelastischen Stoßes. Demnach bewegt sich der Schlagkolben mit ca. 77,5% der Ausgangsgeschwindigkeit weiter (vgl. Formel (F.87)).

**Geschwindigkeit der Meißelbaugruppe nach elastischem Stoß – zwischen Kolben und Meißel**

$$v'_2 = 2 \frac{m_{11} v_1 + m_2 v_2}{m_{11} + m_2} - v_2 \quad (\text{F.85})$$

**Geschwindigkeit der schlagenden Masse nach elastischem Stoß – zwischen Kolben und Meißel**

$$v'_{11} = 2 \frac{m_{11} v_1 + m_2 v_2}{m_{11} + m_2} - v_1 \quad (\text{F.86})$$

**Geschwindigkeit des Kolbens nach dem unelastischen Stoß seiner Massebereiche**

$$v'_1 = \frac{m_{11} v'_{11} + m_{12} v_1}{m_1} \quad (\text{F.87})$$

Der Meißel trifft nach einer Flugphase, z.B. nach genügender Eindringtiefe, auf einen Widerstand und wird dabei verzögert. Daraufhin trifft der Kolben erneut auf den Meißel. Auch hier findet erneut ein Impulsaustausch statt, nach welchem der Meißel (vorherige, vollständige Reflektion am Gestein vorausgesetzt) 79% der Ausgangsgeschwindigkeit des Schlagkolbens in Richtung des Gesteins besitzt. Die schlagende Masse würde sich mit 99,4% der Ausgangsgeschwindigkeit entgegengesetzt zur Ursprungsrichtung bewegen wollen. Einen unelastischen Stoß im Kolben vorausgesetzt, würde sich dieser insgesamt jedoch mit 37,5% der Geschwindigkeit vorwärts bewegen. Je nach Energiedissipation könnten theoretisch weitere Schläge mit vernachlässigbarer Energie folgen. Diese theoretischen Werte wurden Anhand der am Schlag beteiligten Körper, gemäß folgender Tabelle, berechnet, um die zu messende Situation einzuschätzen.

**Tab. K-1: Am Schlag beteiligte Körper**

<b>Meißelbaugruppe</b>	
Länge	218 (183 mm Meißel + 35 mm Opferkappe)
Masse	2,72 kg (Meißel + Opferkappe + 2xHalbschalen + Deckel)
<b>Schlagkolbenstange</b>	
Länge	414 mm (Verengung 14,5 mm)
Durchmesser	45,5 mm (Verengung auf 42,5 mm)
Masse	5,163 kg (ca. 24 g)
<b>Schlagkolbendeckel</b>	
Länge	54 mm abzgl. Aussparungen
Durchmesser	152 mm
Masse	12,2 kg – 5,163 kg = 7,038 kg

Achtung: Die schlagende Masse ist nur ein Teil der Schlagkolbenstange

Der Schlag selbst, ist mit  $84 \cdot 10^{-6}$  s so kurz, dass bei der Verschlussgeschwindigkeit von maximal 10.000 Bildern pro Sekunde oder  $100 \cdot 10^{-6}$  s zwischen zwei Bildern, der Meißel lediglich auf zwei aufeinander folgenden Bildern in Ruhe sein kann. Es muss daher mit einer sehr hohen Verschlussgeschwindigkeit gearbeitet werden.

Die praktische Bestimmung der kinetischen Energie des Meißels erfolgt angelehnt an die Verfahrensweise beim Schlagkolben. Da der Meißel im Kontaktbereich zum Schlagkolben nicht frei liegt, werden Teile der Meißelbaugruppe als Bezugspunkte für die Bildanalyse genutzt. Relativbewegungen oder Dehnungen innerhalb der Baugruppe werden vernachlässigt. In mehreren Messungen mit einer potenziellen Energie von 110 Joule und 240 Joule zeigen die Schlagpartner ein der Theorie entsprechendes Verhalten. Aufgrund des geringen Zeitraumes und der geringen gemessenen Distanzen, führen jedoch bereits kleine Abweichungen zu Unschärfen in der grafischen Darstellung. Der Logik folgend, sind diese Unschärfen gut erklärbar und damit kein Widerspruch zur Theorie.

Abb. K-2 stellt den Schlagvorgang mit 240 Joule, anhand der Positionen von Schlagkolben und Meißel, dar. Die absoluten Messwerte der Position wurden im Diagramm so weit verschoben, dass die Interaktionen deutlich werden. Der Kolben bewegt sich zunächst gleichförmig auf den ruhenden Meißel zu. Etwa bei der Zeitmarke 0,003 s kommt es zum ersten Zusammenstoß. Dabei wird der ruhende Meißel etwa auf die ursprüngliche Kolbengeschwindigkeit beschleunigt, während sich der Kolben verlangsamt. Nach einer Flugweite von etwa 7 mm trifft der Meißel bei  $t = 0,004$  s auf ein Hindernis und wird reflektiert. Er trifft bei 0,0045 s erneut auf den Kolben und übernimmt dessen Geschwindigkeit und Richtung. Es folgen möglicherweise mehrere kleine Zusammenstöße der drei Stoßpartner, bis sich Meißel und Kolben ab  $t = 0,0055$  s beide vom Gestein entfernen. Dabei hat der Schlagkolben die höhere Geschwindigkeit als der Meißel. Der letzte Bewegungsabschnitt wird wahrscheinlich durch die Reflektion der verbliebenen Energie ausgelöst. Der Meißel entfernt sich ebenfalls vom Gestein, da seine Einzelteile eine vollständige Übertragung des Impulses nicht ermöglichen. Zusätzlich hilft die eingebaute Feder dabei, dass sich der Meißel hebt.

Anhand von Position und Zeit lassen sich auch Schaubilder für die Geschwindigkeit, den Impuls und die Energie ableiten. Stellvertretend werden in Abb. K-3 die Impulse über die Zeit dargestellt. Beginnend mit ca. 75 Ns wird der Impuls des Kolbens beim ersten Zusammenstoß auf 47 Ns abgesenkt, während der Meißel nur 16 Ns aufnimmt. Der Meißel erhält durch die Reflektion am Gestein einen negativen Impuls von etwa -10 Ns. Beim zweiten Zusammenstoß erhält der Meißel einen positiven Impuls 10 Ns, wobei der Impuls des Kolbens auf 23 Ns sinkt. Es kommt nun zu einer Überlagerung von mehreren Interaktionen, die nicht näher aufgelöst werden können. Ab  $t = 0,005$  ist entweder davon auszugehen, dass die Pneumatik den Rückholvorgang einleitet oder dass der Impuls des Kolbens fast vollständig reflektiert wird und so für den „negativen Impuls“ verantwortlich ist. Die Messungen bestätigen die Impulsübertragung, wie sie in der Theorievor Betrachtung beschrieben wurde, zeigen jedoch Abweichungen vom Idealfall. Demnach wird der Meißel

beim ersten Schlag, ohne vorhandenen Gesteinswiderstand, etwa auf die Geschwindigkeit des Schlagkolbens beschleunigt. Die Messung des Schlagvorganges bestätigt daher den theoretischen Wirkungsgrad in Höhe von  $\eta_s \approx 23 \%$ . Sollten der zweite oder weitere Zusammenstöße von Kolben und Meißel tatsächlich eine gesteinslösende Wirkung erzeugen, könnte der Gesamtwirkungsgrad gesteigert werden. Damit ist jedoch nicht zu rechnen, da sich der Schlagkrater ausbruchhämmernd auswirkt.

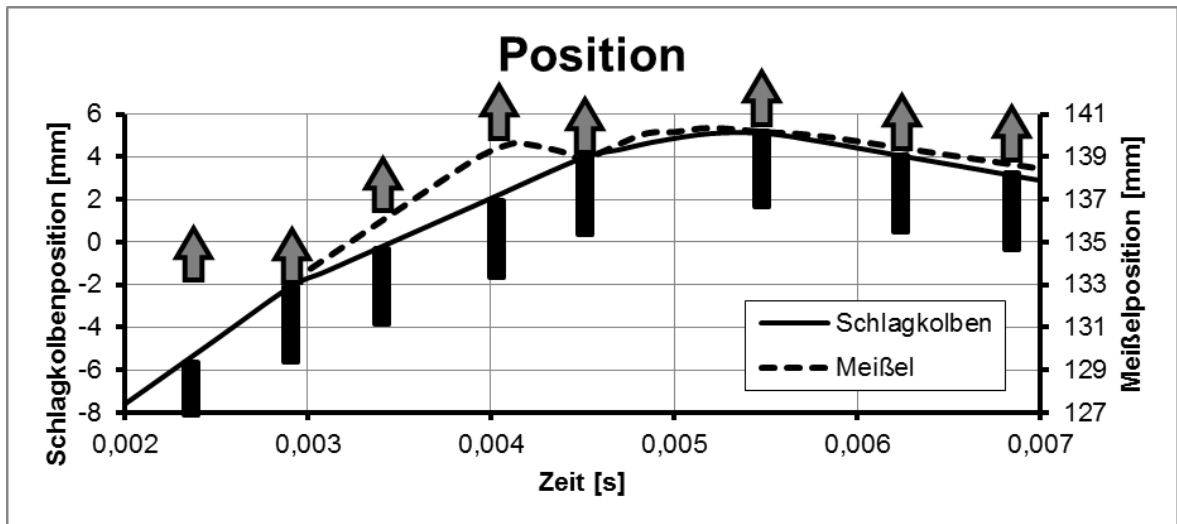


Abb. K-2: Kolben- und Meißelposition bei einer pot. Energie von 240 J mit Flugphase

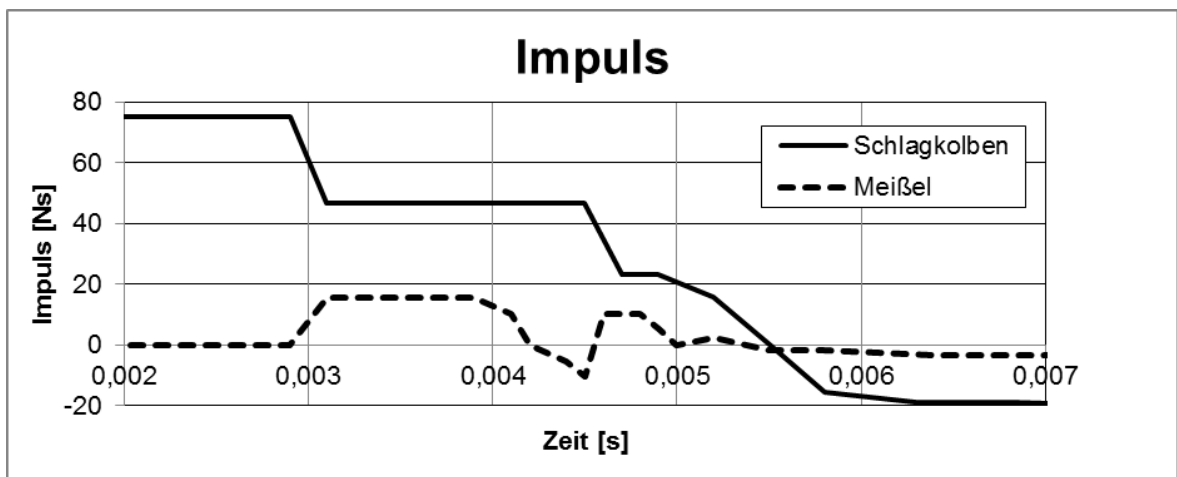


Abb. K-3: Impulse bei einer potenziellen Energie von 240 J mit Flugphase

## Anhang L Wirkungsgrad des Schlages bei fest eingespanntem Ende des Meißels

Im theoretischen Fall eines idealen Meißels, der an einem Gestein anliegt, das nicht ausbricht und 100 % der Energie reflektiert, würde der Meißel lediglich als Transmitter mit teilweiser Reflektion dienen. In Abb. L-1 wird der theoretische Fall dargestellt.

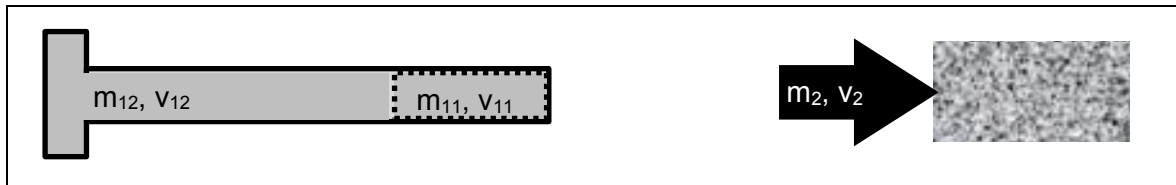


Abb. L-1: Schema des Schlages bei festem Ende des Meißels

Von der Kontaktstelle wandert die Druckwelle mit Schallgeschwindigkeit durch den Meißel und bewegt dabei Masseteilchen mit halber Aufschlaggeschwindigkeit nach vorn ( $0 \dots 42 \mu\text{s}$ ). Die Druckwelle erreicht die Spitze des Meißels ( $42 \mu\text{s}$ ) und wird von der Unterlage ebenfalls als Druckwelle reflektiert. Sie geht nun bei  $t > 85 \mu\text{s}$  auf den Kolben über, so dass der Kraftstoß anhält. Da sich beide Stoßpartner zu diesem Zeitpunkt nicht trennen, ist die Stoßzeit größer als in Fall 1 und wird von der Kolbenlänge bestimmt.

Beim ersten Aufprall wird auch im Kolben eine Druckwelle erzeugt, welche von der Kontaktstelle wegläuft ( $0 \dots 90 \mu\text{s}$ ). Erreicht diese Welle das hintere, freie Ende, wird sie als Zugwelle reflektiert, die dann Richtung Kontaktstelle strebt ( $90 \mu\text{s} \dots 180 \mu\text{s}$ ). Erreicht die Zugwelle die Kontaktstelle, kommt es zur Trennung von Kolben und Meißel. Entsprechend der Länge (ca. 468 mm) des Schlagkolbens und der Schallgeschwindigkeit von 5200 m/s im Material, dauert die Berührung ca. 180 Mikrosekunden. Anschließend würde sich der Kolben vom Meißel entfernen. Der Meißel verharrt selbst in Ruhe. Da der Schlagkolben etwa doppelt so lang ist wie die Meißelbaugruppe, hat die Druckwelle den Meißel bereits verlassen, wenn die Schlagpartner sich trennen. Der Meißel besitzt demnach keinen Impuls und bleibt in Ruhe. Dieser Zustand gilt immer, wenn:

$$\text{Länge(Kolben)} \geq 2 \times \text{Länge(Meißel)}$$

Es kann abgeleitet werden, dass bei einem nicht brechenden Gestein und der damit einhergehenden Reflektion der Druckwelle, der gesamte Impuls des Kolbens bis in die Meißelspitze transportiert würde.

Für die Messung wurde der Meißel direkt auf eine feste Unterlage aus Metall gedrückt. Wieder wurden potenzielle Energien von 110 J und 240 J untersucht. Abb. L-2 zeigt die Interaktionen von Kolben, Meißel und fester Unterlage für einen Versuch mit 240 J. Der Gesamtvorgang nahm hier, mit ca. 1 ms, weniger Zeit in Anspruch als beim vorigen Aufbau.

Dennoch benötigte der Vorgang ca. sechs Mal so lange, wie in der Theorie. Ursache für die sehr lange reale Interaktion war der in die Unterlage eindringende Meißel.

Zum Zeitpunkt  $t = 0,0041$  s trifft der Kolben auf den Meißel. Dabei gleichen sich die Geschwindigkeiten einander an. Ca. 200 Mikrosekunden später, bei  $t = 0,0043$  s und somit genau nach dem ersten kompletten Durchlauf des Stoßes durch den Schlagkolben, bewegt sich der Meißel mit konstanter Geschwindigkeit weiter, während der Kolben zunehmend langsamer wird. Der betrachtete Punkt am Meißel bewegt sich bis  $t = 0,0045$  s um ca. 1,5 mm nach vorn, während der Kolben in dieser Zeit nur ca. 1 mm zurücklegt. Nun kehren sich die Bewegungsrichtungen von Kolben und Meißel zeitgleich um. Der Meißel erreicht dabei fast die Ausgangsgeschwindigkeit, die sich bei  $t = 0,0051$  s und  $0,0053$  s Schrittweise bis auf null abbaut. Der Kolben wird aus der Ruhelage bzw. vom Meißel weg, zunächst auf ca. 40% seiner Ausgangsgeschwindigkeit beschleunigt und bei der Trennung vom Meißel bei  $t = 0,0053$  s sogar auf 50%. Der Vorgang ist mit *Fall 1* vergleichbar, jedoch durch den geringeren Weg des Meißels, sehr viel schneller. Aus diesem Grund ist die Auflösung der Geschwindigkeiten stark erschwert und mehrfache Zusammenstöße der Partner bleiben für die Kamera nicht sichtbar.

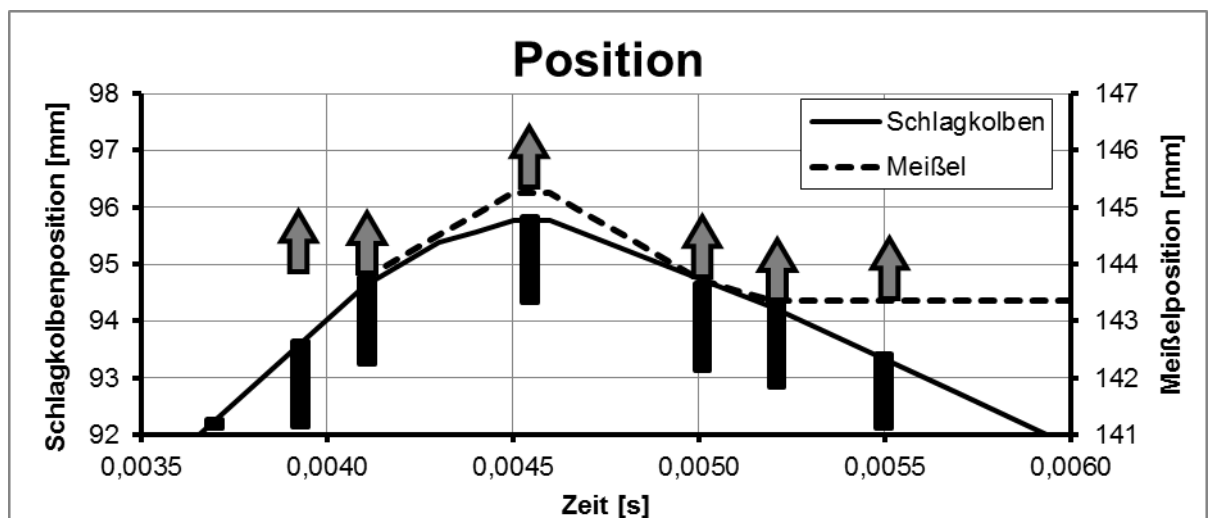


Abb. L-2: Kolben- und Meißelposition bei einer pot. Energie von 240J ohne Flugphase

Die Interaktionen lassen sich ebenfalls am Impulsverlauf nachvollziehen. Hierbei wird deutlich, dass sich aufgrund der sehr schnell ablaufenden Vorgänge stufige Messkurven ergeben, die möglicherweise lediglich durch die mangelnde Auflösung entstehen. Inhaltlich stimmen die Ergebnisse aber mit der Theorie überein. Der Impuls des Kolbens wird beim Aufprall auf den Meißel übertragen. Dieser bewegt sich in die Unterlage hinein und wird von ihr reflektiert. Der reflektierte Impuls wird auf den Kolben zurückübertragen, so dass sich dieser von der Kontaktstelle weg bewegt.



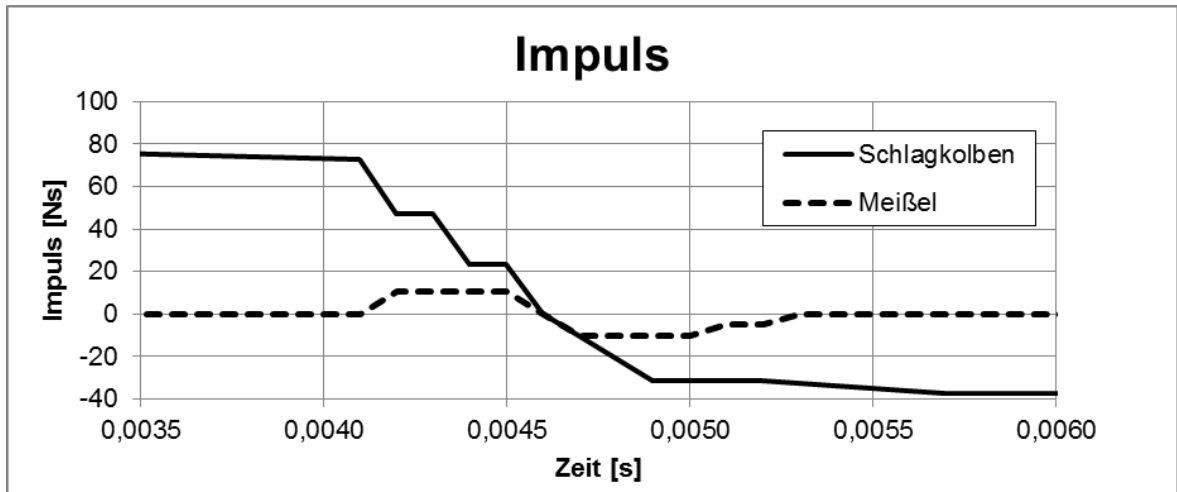


Abb. L-3: Kolben- und Meißelimpuls bei einer pot. Energie von 240J ohne Flugphase

Aufgrund der hohen Kräfte beim Schlag, einer mangelnden Lagerung, Größe und Steifigkeit der Unterlage, dringt der Meißel in die Unterlage ein. Die Geschwindigkeit des Meißels kann für die Bestimmung seiner kinetischen Energie genutzt werden. Der Meißel erreicht zwei Drittel der Ausgangsgeschwindigkeit des Kolbens; das Massenverhältnis beträgt 12,2 kg zu 2,72 kg. Demzufolge ist die kinetische Energie des Meißels 10% der des Kolbens. Der Wirkungsgrad des Schlages kann daraus jedoch nicht abgeleitet werden, da dem Meißel ein permanenter Widerstand entgegenwirkt, der ihn bremst. Es wird also kinetische Energie in Verformungsarbeit umgewandelt oder durch Umwandlungen dem System entzogen. Dieser Betrag ist nicht mit den vorhandenen Messmitteln zu bestimmen.

Da der Kolben mit etwa 50% seiner Ausgangsgeschwindigkeit reflektiert wird, ist der Gesamtwirkungsgrad der gegebenen Versuchsbedingungen 25% (Formel (F.88)). Geht man davon aus, dass der Impuls auf den Meißel übertragen wurde und auch von ihm zurück auf den Kolben, ist der durchschnittliche Wirkungsgrad jeder der beiden Übertragungen gleich 50%. Dieser entspricht auch dem Wirkungsgrad des Schlages (Formeln (F.89) und (F.90)).

$$\eta_{SK} = \frac{E_{kin,Kolben2}}{E_{kin,Kolben1}} = \frac{1/2 m_2 v_2^2}{1/2 m_1 v_1^2} = \frac{v_2^2}{v_1^2} = \frac{0,5^2}{1^2} = \frac{1}{4} \quad (F.88)$$

$$\eta_{SK} = \frac{E_{kin,Kolben2}}{E_{kin,Kolben1}} = \eta_{S1} * \eta_{S2} = \frac{E_{Meißel}}{E_{kin,Kolben1}} * \frac{E_{kin,Kolben2}}{E_{Meißel}} \quad (F.89)$$

Unter der Annahme  $\eta_{S1} = \eta_{S2} = \eta_S$  folgt:

$$\eta_{SK} = \eta_S^2 \text{ oder } \eta_S = \sqrt{\eta_{SK}} = \sqrt{1/4} = \frac{1}{2} \quad (F.90)$$

## Anhang M Röntgenfluoreszenzanalyse

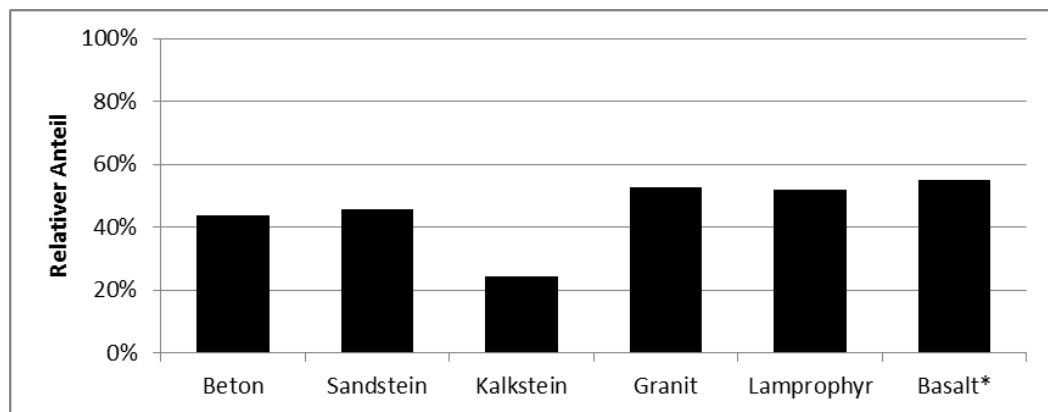


Abb. M-1: Masseanteil der erkannten Elemente

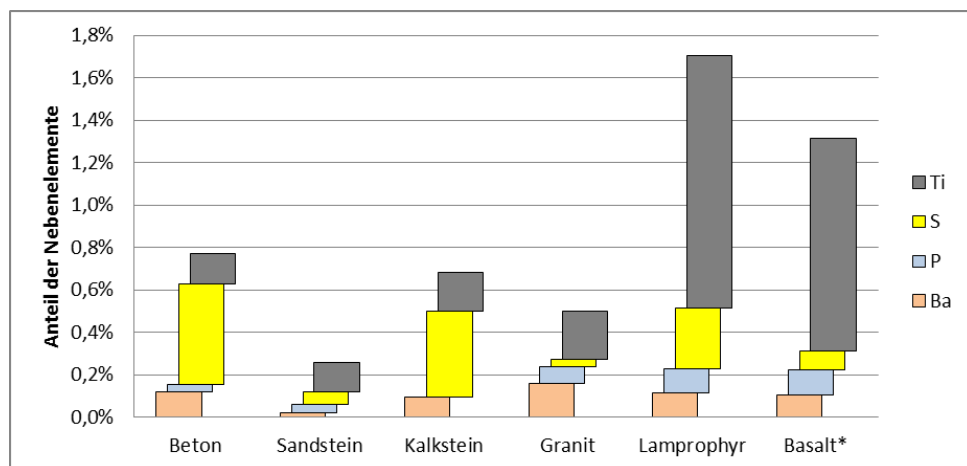


Abb. M-2: Nebengemengteile der Versuchsgesteine

## Anhang N Faktor der möglichen Verbesserung

Tab. N-1: Überblick der Verbesserung der spezifischen Energie durch Teilblockierung bei Kenntnis des vollblockierten Zustandes

Quelle	Gestein	Keilwinkel	Anstellwinkel	Drehwinkel	Spantiefe	Spanmodul für Espez, min	Spanmodul für Espez, max	Espez, min	Espez, max	Espez, min/ Espez, max
		[°]	[°]	[°]	[mm]	[-]	[-]	[MJ/m³]	[MJ/m³]	[%]
(156)	Celestite	80				3	1(5)	3,5	5,8(5,8)	60
(157)					10	2	1,2 (4)	5	8	63
					20	2	0,9 (4,5)	3,5	7	50
					30	2	0,6 (5)	2	5,5	36
(158)					10	1,9	5	5	8	63
					20	2	5	3,5	6,5	54
					30	2	5	2,2	5,5	40
(93)					20	2,5	1	6	12	50
					30	1,6	3	5	10,5	48
(159)					9	2	5	6	13,5	44
(160)	Marmor				3	3	8	20	40	50
	Marmor				3	2,4	5	25	50	50
	Travertin				3	2,4	5	16	35	46
(161)	Chromit high grade				10	3	vb	3,9	5,8	67
	Chromit medium grade				10	2	vb	6,4	12	53
	Chromit low grade				9	3	vb	5,0	11	45
	Kupfererz gelb				10	4	vb	3,7	5,9	63
	Kupfererz schwarz				10	4	vb	9,2	14,9	62
	Harzburgite				9	5	vb	8,4	9,4	89
	Serpentinit				9	3	vb	6,2	8,1	77
	Trona				9	3	vb	2,7	6,7	40
	Anhydrit				8	5	vb	3,8	7,2	53
	Celestit				12	3	vb	3,0	4,7	64
	Gips				8	3	vb	3,4	6,7	51

**Ø = 55 %**

\*) vb = vollblockiert; keine Bezeichnung des Mindestabstandes in der Quelle

Tab. N-2: Überblick der Verbesserung der spez. Energie ohne Kenntnis des vollblockierten Zustandes

Quelle		Keilwinkel	Anstellwinkel	Drehwinkel	Spantiefe	Spanmodul für Espez, min	Spanmodul für Espez, max	Espez, min	Espez, max	min/max
		[°]	[°]	[°]	[mm]	[-]	[-]	[MJ/m³]	[MJ/m³]	[%]
(162) S.35,36 und Anlagen 4,5		70	45		10	4	1	1,80	3,50	51
		70	45		15	3	1	1,77	3,20	55
		70	45		20	2	1	1,75	3,00	58
		80	45		15	1,5	1	2,40	4,20	57
		80	45		20	3,5	1,2	1,90	2,70	70
		90	45		10	5	1	3,70	6,00	62
		90	45		15	3	1	3,30	5,00	66
		90	45		20	2	1	2,95	4,00	74
(163) S.34	Kalisalz	75	45	10	5	3,5	1	3,4	6	57
	Kalisalz	75	45	10	10	2,8	1	2,1	4,5	47
	Kalisalz	75	45	10	15	2,5	1	1,6	3,7	43
	Kalisalz	75	45	10	20	2,3	1	1,3	3,4	38
	Kalisalz	75	45	10	25	2,1	1	1	3	33
	Kalisalz	75	45	10	30	2,0	1	0,8	2,6	31
(164)	Festgestein					6	1	11	25	44
(156)	Gips	80				3	1	3,5	8	44
	Anhydrit	80				3	1	4,5	15	30

**Ø = 51%**

## Anhang O Verschleiß von Rundschaffmeißeln

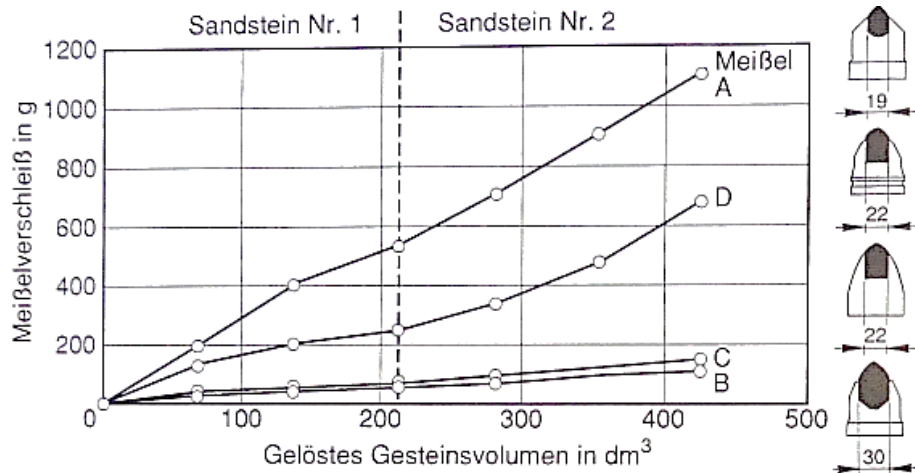


Abb. O-1: Verschleiß von Rundschaffmeißeln mit „normalkörnigem“ Hartmetall beim Schneiden in Sandstein (134)

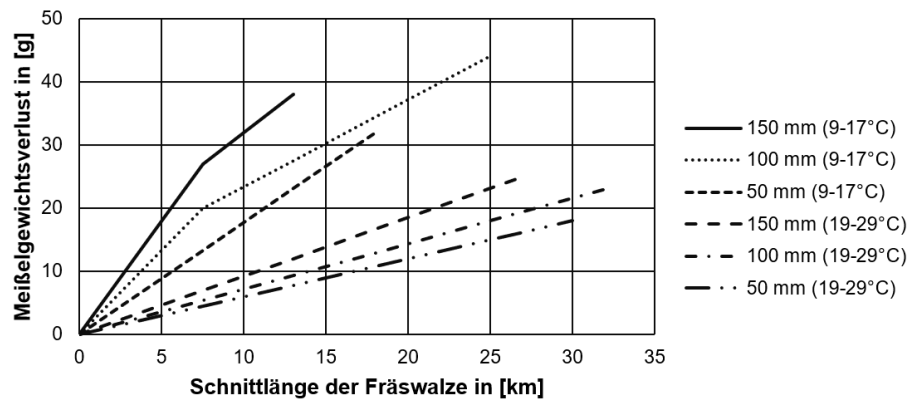


Abb. O-2: Masseverlust von Meißeln in Abhängigkeit der Schnittlänge (135) bei unterschiedlichen Spantiefen und Gesteinstemperaturen.

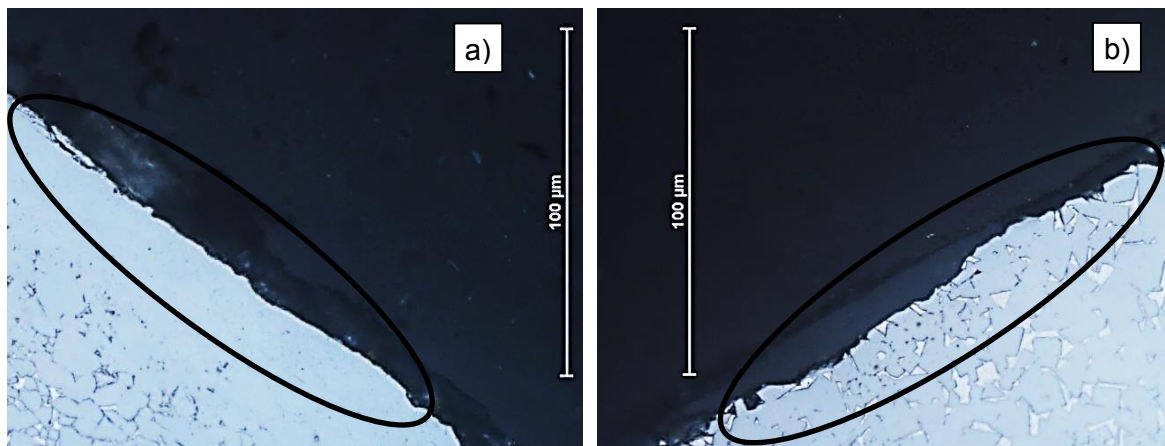


Abb. O-3: Hartmetalloberfläche im Querschnitt nach Versuchen in Granit (a) und Kalkstein (b).  
Unterlage: schwarz; Wolframcarbid-Körnchen: grau; Cobaltmatrix: hellgrau

## Anhang P Abhängigkeit von pass. Schneidwiderstand und pass. Schlagwiderstand vom Punktlast-Index

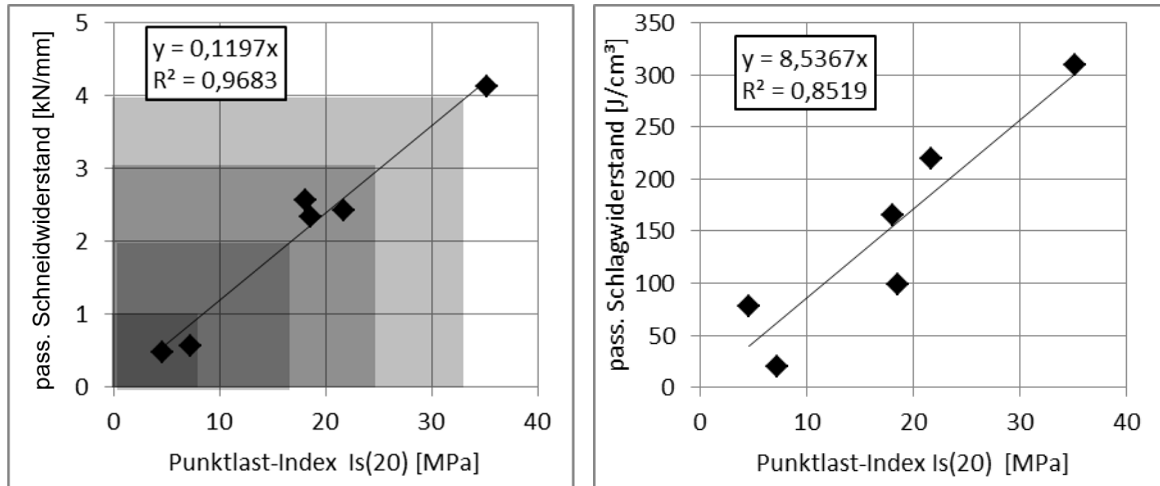


Abb. P-1: Korrelation des Punktlast-Index mit dem Schneid- bzw. Schlagwiderstand

## Anhang Q Abhängigkeit von pass. Schneidwiderstand und pass. Schlagwiderstand

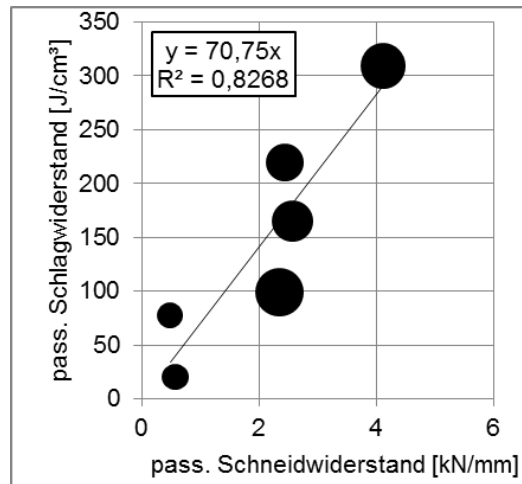


Abb. Q-1: Abhängigkeit von pass. Schneidwiderstand und pass. Schlagwiderstand

## Anhang R Vergleich von Gewinnungsmaschinen

Tab. R-1: Parameter zur Ermittlung der spezifischen Lösearbeit

		Beton	Sandstein	Kalkstein	Granit	Lamprophyr	Basalt*
Passiver Schneidwiderstand	[kN/mm]	0,48	0,57	2,34	2,60	2,43	4,12
Max. Spantiefe	[mm]	31,25	26,32	5,13*	3,76*	4,15*	2,22*
Schnittkraft bei max. Spantiefe	[kN]	15,0	15,0	12,0	9,8	10,1	9,1
Max. Spanquerschnitt	[mm <sup>2</sup> ]	1582	1177	71	41	49	17
Spez. Lösearbeit bei max. Spantiefe	[MJ/m <sup>3</sup> ]	9	13	169	238	206	538
Schnittkraft bei 1 mm Spantiefe	[kN]	0,48	0,57	2,34	2,60	2,43	4,12
Spanquerschnitt bei 1 mm Spantiefe	[mm <sup>2</sup> ]	4,27					
Spez. Lösearbeit bei 1 mm Spantiefe	[MJ/m <sup>3</sup> ]	112	134	548	609	569	965

\*) Limitierung durch Andruckkraft



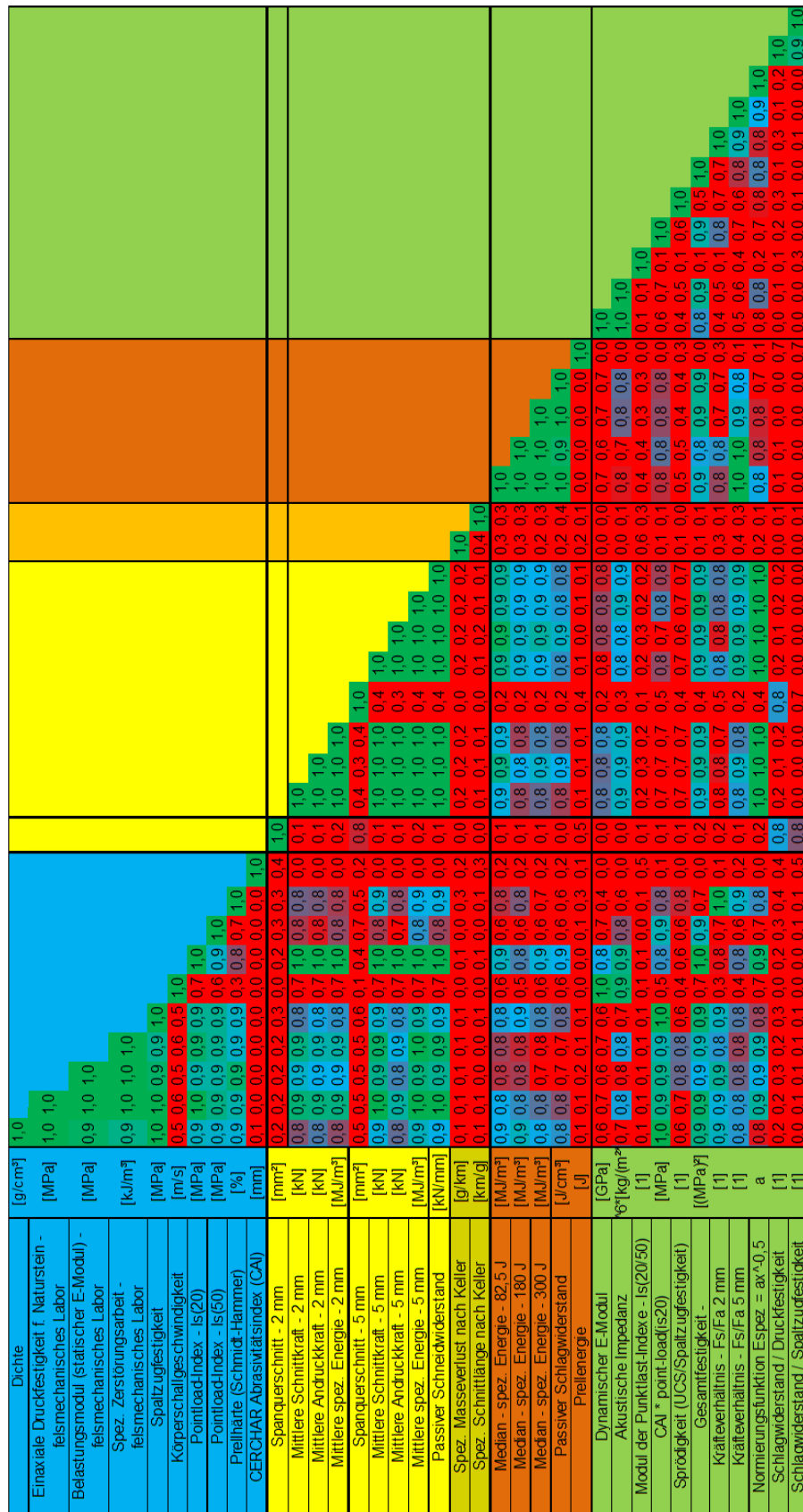
## Anhang S Ergebnisübersicht für Korrelationsmatrix

Tab. S-1: Ergebnisübersicht

		Messgröße	Einheit	Beton	Sandstein	Kalkstein	Granit	Lamprophyr	Basalt*
Mech. Eigenschaften		Dichte	kg/m³	2060	1970	2650	2590	2890	3040
		Einax. Druckfestigkeit Naturstein	MPa	22,6	55,4	204	184,3	238,7	321,7
		Belastungsmodul (stat.E-Modul)	MPa	2381	5215	17491	15210	19031	22711
		Spez. Zerstörungsarbeit	kJ/m³	210	398	1996	1560	2019	2758
		Spaltzugfestigkeit	MPa	2,14	5,02	9,94	10,46	14,94	16,78
		Körperschallgeschw.-keit	m/s	4505	3882	5191	4283	4814	6797
		Pointload-Index - Is(20)	MPa	4,58	7,25	18,65	18,15	21,7	35,17
		Pointload-Index - Is(50)	MPa	1,87	5,05	9,65	6,25	11,05	13,44
		Prelhärt (Schmidt-Hammer)	%	39,4	47,9	66,8	72,8	71,7	76,2
		CERCHAR Abrasivitätsind.(CAI)	mm	4,48	1,99	3,22	4,30	4,32	3,49
Rohdaten der Schnitte	ca. 2 mm	Spantiefe	mm	1,6	2	1,875	3,4	2,3	1,6
		Spanquerschnitt	mm²	12,54	11,1	12,65	33,20	16,5	8,52
		Schnittgeschwindigkeit	m/s	1	1	0,01	0,01	0,05	0,01
		Mittlere Schnittkraft	kN	0,784	1,33	4,85	8,93	5,41	7,31
		Stand.-abw. Schnittkraft	kN	0,48	0,75	1,2	2,39	2,37	1,94
		Mittlere Andruckkraft	kN	0,7	1,31	6,32	13,88	8,55	11,78
		Stand.-abw. Andruckkraft	kN	0,56	0,88	1,67	2,8	2,68	2,38
		Mittlere spez. Energie	MJ/m³	62,52	119,8	383,40	269,2	327,9	858
	Ca. 5 mm	Spantiefe	mm	4,5	5,4	4,77	4,2	3,76	3,06
		Spanquerschnitt	mm²	71,7	77,43	61,8	53,70	39,87	27,97
		Schnittgeschwindigkeit	m/s	1	1	0,01	0,01	0,01	0,01
		Mittlere Schnittkraft	kN	2,14	3,02	10,98	10,89	9,18	12,38
		Stand.-abw. Schnittkraft	kN	1,32	2,17	3,78	4,2	3,29	3,56
		Mittlere Andruckkraft	kN	2,22	3,03	13,29	16,35	12,85	20,46
		Stand.-abw. Andruckkraft	kN	1,42	2,13	4,51	5,69	4,35	4,12
		Mittlere spez. Energie	MJ/m³	29,85	39,00	177,67	202,8	232,7	442,6
Normierte Schnittdaten	2 mm	Spanquerschnitt	mm²	18,4	11,1	14,1	13,3	13,0	12,5
		Schnittgeschwindigkeit	m/s	1	1	0,01	0,01	0,01	0,01
		Mittlere Schnittkraft	kN	1,0	1,3	5,2	5,3	4,7	9,1
		Stand.-abw. Schnittkraft	kN	0,6	0,8	1,3	1,4	2,1	2,4
		Mittlere Andruckkraft	kN	0,9	1,3	6,7	8,2	7,4	14,7
		Stand.-abw. Andruckkraft	kN	0,7	0,9	1,8	1,6	2,3	3,0
		Mittlere spez. Energie	MJ/m³	53,2	119,8	366,0	394,5	362,7	730,4
	5 mm	Spantiefe	mm	5	5	5	5	5	5
		Spanquerschnitt	mm²	86,0	67,8	67,0	72,5	65,1	65,1
		Schnittgeschwindigkeit	m/s	1	1	0,01	0,01	0,01	0,01
		Mittlere Schnittkraft	kN	2,4	2,8	11,5	13,0	12,2	20,2
		Stand.-abw. Schnittkraft	kN	1,5	2,0	4,0	5,0	4,4	5,8
		Mittlere Andruckkraft	kN	2,5	2,8	13,9	19,5	17,1	33,4
		Stand.-abw. Andruckkraft	kN	1,6	2,0	4,7	6,8	5,8	6,7
		Mittlere spez. Energie	MJ/m³	27,7	41,2	171,7	178,8	187,4	310,5

		Messgröße	Einheit	Beton	Sandstein	Kalkstein	Granit	Lamprophyr	Basalt*
		Pass.Schneidwiderstand	kN/mm	0,5	0,6	2,3	2,6	2,4	4,1
Verschleiß		Spez. Masseverlust nach Keller	g/km	0,32	0,16	0,08	5,52	1,35	1,95
		Spez. Schnittlänge nach Keller	km/g	3,11	6,25	12,50	0,18	0,74	0,51
Rohdaten der Schlagversuche	82,5 J	Mittlere spez. Energie	MJ/m³	93,8	39,1	164,4	339,5	325,9	452,8
		Median - spez. Energie	MJ/m³	84,4	34,8	170,6	306,7	310,1	453,1
		Stand-abw. - spez. Energie	MJ/m³	40,0	17,6	60,3	125,5	95,0	132,5
	180 J	Mittlere spez. Energie	MJ/m³	79,5	27,0	139,1	281,9	294,4	339,8
		Median - spez. Energie	MJ/m³	72,8	24,8	138,5	247,4	269,9	328,8
		Stand-abw. - spez. Energie	MJ/m³	25,3	9,8	47,4	125,0	99,7	107,1
	300 J	Mittlere spez. Energie	MJ/m³	83,9	22,4	111,5	197,3	236,9	317,1
		Median - spez. Energie	MJ/m³	79,5	22,7	113,3	191,9	239,6	339,4
		Stand.-abw. - spez. Energie	MJ/m³	24,4	5,4	32,9	60,5	74,9	81,6
	-	Passiver Schlagwiderstand	J/cm³	77,5	20,1	99,3	165,1	219,4	309,3
	-	Prellenergie	J	0,9	34,7	40,8	46,6	27,7	21,2
Zusammengesetzte Größen	Dynamischer E-Modul		GPa	41,8	29,7	71,4	47,5	67,0	140,4
	Akustische Impedanz		10 <sup>6</sup> * kg/(m²*s)	9,3	7,6	13,8	11,1	13,9	20,7
	Skalierungsfaktor - Punktlast-Index - Modul(20/50)		1	2,4	1,4	1,9	2,9	2,0	2,6
	CAI * point-load(is20)		MPa	8,4	10,0	31,1	26,9	47,7	46,9
	Sprödigkeit (UCS/Spaltzugf.)		1	10,6	11,0	20,5	17,6	16,0	19,2
	Festigkeitsindex - (UCS*Spaltzugf.)		(MPa)²	48	278	2028	1928	3566	5398
	Kräfteverhältnis - Fs/Fa 2 mm		1	1,12	1,02	0,77	0,64	0,63	0,62
	Kräfteverhältnis - Fs/Fa 5 mm		1	0,96	1,00	0,83	0,67	0,71	0,61
	Normierungsfkt Espez = ax <sup>-0,5</sup>		a	220	380	1385	1530	1180	2380
	Schlagwiderstand / einax. Druckf.		1	3,4	0,36	0,49	0,90	0,92	0,96
	Schlagwiderstand / Spaltzugf.		1	36,2	4,00	9,99	15,78	14,69	18,43

## Anhang T Korrelationsmatrix aller Gesteine



**Abb. T-1: Korrelationsmatrix aller Gesteine**

## **V e r s i c h e r u n g**

Hiermit versichere ich, dass ich die vorliegende Arbeit ohne unzulässige Hilfe Dritter und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel angefertigt habe; die aus fremden Quellen direkt oder indirekt übernommenen Gedanken sind als solche kenntlich gemacht.

Weitere Personen waren an der Abfassung der vorliegenden Arbeit nicht beteiligt. Die Hilfe eines Promotionsberaters habe ich nicht in Anspruch genommen. Weitere Personen haben von mir keine geldwerten Leistungen für Arbeiten erhalten, die nicht als solche kenntlich gemacht worden sind.

Die Arbeit wurde bisher weder im Inland noch im Ausland in gleicher oder ähnlicher Form einer anderen Prüfungsbehörde vorgelegt.

Freiberg, 22.12.2020

A. Keller

.....

.....

Ort, Datum

Unterschrift